

**ДОНБАССКИЙ  
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ  
ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ**

**НАУКОЕМКИЕ  
ТЕХНОЛОГИИ И  
ОБОРУДОВАНИЕ В  
ПРОМЫШЛЕННОСТИ  
И СТРОИТЕЛЬСТВЕ**

**ВЫПУСК 6 (80)**

**АПРЕЛЬ, 2024**

**Научноёмкие технологии и оборудование  
в промышленности и строительстве**

Научный журнал  
Выходит 4 раза в год  
Основан в июне 1999 г.  
Выпуск 6 (80) 2024

**Knowledge-intensive technologies and equipment  
in industry and building**

Scientific journal  
Publishing 4 times a year  
Founded in June 1999  
Issue 6 (80) 2024

Алчевск  
2024

УДК 62 + 69  
EDN: YZXEBT

**Научноёмкие технологии  
и оборудование в промышленности  
и строительстве**

**Научный журнал**

Выпуск 6 (80) 2024

**Основатель:  
ФГБОУ ВО «ДонГТУ»**

*Свидетельство о регистрации  
средства массовой информации  
ПИ № ФС77-85961 от 11.09.2023*

*Рекомендовано учёным советом  
ФГБОУ ВО «ДонГТУ»  
(Протокол № 5 от 26.12.2024)*

*Включён в наукометрическую  
базу данных РИНЦ*

Формат 60×84½  
Усл. печат. л. 13,13  
Заказ № 2  
Тираж 500 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  
294204  
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., проф., ректор

### **Заместитель главного редактора**

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

### **Редакционная коллегия:**

Литвинский Г. Г. — д.т.н., проф.  
Коршунов Г. И. — д.т.н., проф.  
Еременко В. А. — д.т.н., проф.  
Борщевский С. В. — д.т.н., проф.  
Корнеев С. В. — д.т.н., проф.  
Леонов А. А. — к.т.н., доц.  
Артюх В. Г. — д.т.н., проф.  
Сотников А. Л. — д.т.н., проф.  
Витренко В. А. — д.т.н., проф.  
Кузин А. В. — д.т.н., доц.  
Михайлов А. Н. — д.т.н., проф.  
Козлов А. М. — д.т.н., проф.  
Зинченко А. М. — к.э.н., доц.  
Снитко С. А. — д.т.н., доц.  
Корзун Е. Л. — д.т.н., проф.  
Богатырева Е. В. — д.т.н., проф.  
Яковченко А. В. — д.т.н., проф.  
Гончарук А. В. — д.т.н., проф.  
Куберский С. В. — к.т.н., проф.  
Денищенко П. Н. — к.т.н., проф.  
Сулейманова Л. А. — д.т.н., проф.  
Смоляго Г. А. — д.т.н., проф.  
Бондарчук В. В. — к.т.н., доц.  
Псюк В. В. — к.т.н., доц.

Скомская С. А. — секретарь редакционной  
коллегии

Для научных сотрудников, аспирантов,  
студентов высших учебных заведений.

**Язык издания:  
русский, английский**

Компьютерная вёрстка  
*Исмаилова Л. М.*

© ФГБОУ ВО «ДонГТУ», 2024  
© Чернышова Н. В., художественное  
оформление обложки, 2024

**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

---

**SUBSURFACE MANAGEMENT**





*Литвинский Г. Г.**Донбасский государственный технический университет**E-mail: ligag@ya.ru***ФОРМА И ПАРАМЕТРЫ МУЛЬДЫ СДВИЖЕНИЯ ПОДРАБОТАННОГО ПОРОДНОГО МАССИВА**

*На основе анализа существующих методов расчета параметров мульды сдвижения показана перспективность использования геомеханических моделей ее описания. Выполнен обзор базовых положений таких моделей и основных влияющих факторов. Задача исследований — разработка теоретического подхода к описанию мульды сдвижений подработанного массива пород на основе решения дифференциального уравнения для S-кривой полумульды вертикальных смещений земной поверхности. Решение проводилось в относительной системе переменных. Решение дифференциального уравнения было выражено в виде функции Ферхюльста, нашедшей применение в различных явлениях и процессах. Проведено исследование основного уравнения полумульды сдвижения и её параметров пространственного позиционирования. Впервые показано, что основные параметры S-кривой полностью определяют углы граничного сдвижения и полного опускания подработанного породного массива. Приведены оценки расположения центра полумульды и параметра её крутизны для типичных условий отработки пологих пластов в Донбассе. Проанализированы недостатки полученного решения, сформулированы нерешенные проблемы и задачи дальнейших исследований.*

**Ключевые слова:** *сдвижение, земная поверхность, породный массив, классификация факторов, геомеханическая модель, подработка, S-кривая, полумульда сдвижения, параметры сдвижения.*

**1 Анализ проблемы. Задачи исследований**

Изучением сдвижений земной поверхности при ведении горных работ предварительно занимались производственники, а затем проектировщики и исследователи уже с периода промышленного освоения подземных месторождений полезных ископаемых. Осадка дневной поверхности происходит в результате пространственного изменения положения породного массива при ведении горных работ из-за обрушения или провала слоев над выработанным пространством. Осадка поверхности земли обычно имеет форму впадины, которую называют мульдой сдвижения или оседания (рис. 1).

На рисунке 1 отражены основные элементы схемы образования S-кривой мульды сдвижения.

Пласт угля 1 мощностью  $m$  на глубине  $H$  отрабатывают очистным забоем 2, после которого образуется выработанное пространство 3. Земная поверхность 4, начиная

с зоны граничных смещений (штриховая линия), задаваемой граничным углом  $\delta$ , оседает в виде S-кривой мульды сдвижения 5, достигая предельных опусканий за линией полных смещений пород, задаваемой углом полных смещений  $\varphi$ . Начало координат  $x, y$  обычно помещают над линией фронта очистных работ 2. Здесь и далее вертикальный масштаб на рисунках увеличен в сотни раз для наглядного отражения вертикальных смещений земной поверхности.

Начиная с XIX века, в период бурного развития горнорудной и угольной промышленности в ведущих горнодобывающих странах (Англия, Бельгия, Германия) из-за возникающих при ведении горных работ повреждений поверхностных зданий и сооружений возникла необходимость глубокого изучения сдвижений земной поверхности. При её изучении на основе натуральных наблюдений была накоплена обширная база экспериментальных данных.

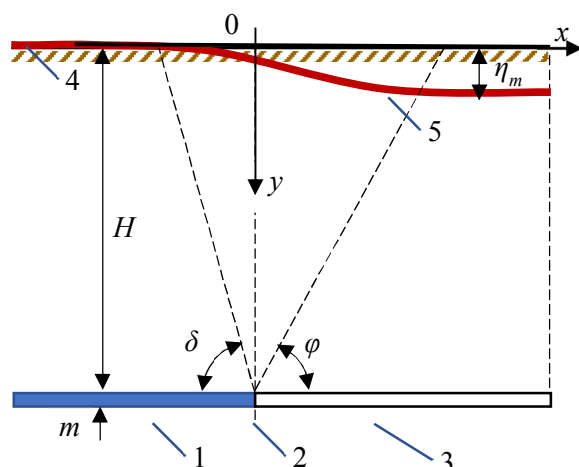


Рисунок 1 — Схема оседания подработанного массива пород и образования S-кривой полуволны мульды сдвижения

Поскольку сдвижение земной поверхности обусловлено опусканием и деформированием породных слоев под действием сил гравитации и включает в себя множество сопутствующих и следующих друг за другом процессов, целесообразно найти на основе полученных экспериментальных данных общие закономерности сдвижения в аналитическом виде.

Изучением процесса подработки горного массива и его влияния на подземные и поверхностные объекты занимались многие отечественные и зарубежные ученые. К настоящему времени по этому вопросу накопилась многочисленная литература [1–10], в том числе и обзорного характера [2, 4, 5, 8 и др.].

Проблема остается актуальной вплоть до настоящего времени, о чем свидетельствует постоянно возрастающий поток публикаций [7–11, 20–22 и др.], где рассматриваются различные методы наблюдения за процессом сдвижения дневной поверхности и прогноза его мульды сдвижения (рис. 1).

К настоящему времени было разработано множество методов исследования и расчета размеров мульды. В общем виде все известные классификации [3–7] методов прогноза в основном разделяют на основные группы:

- эмпирические или полуэмпирические методы, основанные на анализе и обработке накопленных данных натуральных наблюдений за поведением породного массива и инструментальных измерений;
- физическое или аналоговое моделирование на основе теории подобия и размерностей путем параметрического исследования в лабораторных условиях моделей подработанной области массива (метод эквивалентных материалов, электрогидродинамическое подобие, метод центробежного моделирования и др.);
- теоретические методы, основанные на применении концепций механики сплошной среды об упругих, пластических и реологических свойствах вскрышных пород;
- численные методы с использованием вычислительных алгоритмов и пакетов прикладных программ, в том числе методы конечных и граничных элементов;
- специальные методы прогноза оседаний (метод профильных функций, функций влияния и др.).

Следует признать, что еще доминируют эмпирические методы прогноза, созданные усилиями многих ученых и практиков в предшествующий период почти вековой продолжительности, однако при всех их достоинствах эти методы почти исчерпали свои возможности [1, 4, 6, 11 и др.].

Теоретические методы пока не заняли весомое место в практике прогнозирования процессов подработки породных массивов ввиду сложности описания их свойств и многочисленных процессов упругопластического деформирования и разрушения породных пластов при ведении горных работ.

Численное моделирование в настоящее время самый популярный и доступный метод оценки смещений земной поверхности. Однако всё многообразие численных методов с их мощными формальными алгоритмами и вычислительными процедурами требуют предварительного создания непротиворечивой математической модели процесса. Последняя оказывается далеко не всегда достоверной из-за многочисленных

принятых по умолчанию аксиом, посылок и предположений, из-за чего, как правило, обладает рядом существенных ограничений и недостатков. Кроме того, сложность корректно задать граничные и начальные условия обуславливает введение многочисленных эмпирических коэффициентов и поправок, что требует проведения экспериментальных изысканий и опытов, нередко длительных и трудоемких.

Подчеркнем, что почти все методы прогноза разработаны для условий полной подработки поверхности, а характерные для настоящего времени большие глубины разработки, когда преобладают процессы неполной подработки поверхности, связанные с появлением «породных мостов» и зависанием больших породных блоков, остаются недостаточно исследованными.

В последнее время были предложены и другие многообещающие теоретико-модельные методы расчета, которые использовались для определения оседания дневной поверхности различные вводимые априори функции влияния, однако ввиду сложности и недостаточной обоснованности они не получили широкого распространения [2–4, 6–10 и др.].

Присущие эмпирическим формулам и предложенным ранее вариантам прогноза недостатки, отраженные к тому же в существующих нормативных положениях и руководствах, делают оправданными дальнейшие исследования и разработки, направленные на их изменение, уточнение и корректировку. Поэтому до сих пор комплекс проблем о сдвигении подработанного породного массива сохраняет свою актуальность.

**Задачами исследований** являются:

- критический анализ предложенных методов и подходов по расчету сдвижений подработанного горного массива;
- разработка геомеханической модели для выбора адекватного дифференциального уравнения  $S$ -кривой мульды сдвижений;
- решение дифференциального уравнения  $S$ -кривой мульды сдвижения с учетом граничных условий в безразмерных координатах;

- пространственное позиционирование мульды сдвижения по отношению к геометрическим параметрам основных зон сдвижения подработанного массива пород.

## **2 Базовые положения геомеханической модели мульды сдвижения**

Как установлено практикой горных работ и натурными исследованиями, на процессы оседания подработанного массива влияют многочисленные и часто трудно учитываемые параметры, которые можно объединить в следующие группы факторов:

- **горно-геологические**: наличие линейментов, дизъюнктивных и пликативных дислокаций, топография поверхности (плоская, наклонная, холмистая, гористая местность), состав, структура и строение пород, глубины залегания, мощность и чередование пластов, их степень метаморфизма, газо- и водонасыщения;

- **физико-механические** свойства массива и пластов: плотностные, гидравлические, прочностные и деформационные показатели пород, их напряженно-деформированное состояние, скважность, пористость и степень нарушенности;

- **горно-технологические**: параметры системы разработки, размеры и расположение выработанных пространств и целиков, темпы и направления разработки месторождения, способы управления кровлей над выработанными пространствами, особенности горно-инженерных воздействий на массив (массовые взрывы, дамбы и др.).

Учесть все эти факторы достаточно полно не представляется возможным хотя бы из-за их изменчивости и сложности получения достоверных исходных данных. Поэтому для определения параметров оседания земной поверхности наибольшее распространение получили специальные методы прогнозирования. Кратко рассмотрим некоторые из них.

К числу достаточно популярных и известных в Европе можно отнести метод Будрика — Кнота [3, 7, 12, 13 и др.]. Он разработан для расчета оседаний поверхности

**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

в Верхне-Силезском районе (Польша) и был использован для некоторых других угольных регионов.

Метод Будрика — Кнота [3, 7, 12, 13 и др.] позволяет рассчитывать горизонтальные и вертикальные смещения, наклоны и деформации. В качестве функции влияния в нем используется колоколообразная кривая (функция Гаусса)  $g(x, y, s, t)$ , позволяющая при отработке элементарной площадки с координатами  $x, y$  определить оседание  $S(x, y, s, t)$  поверхности в произвольной точке  $s, t$ :

$$g(x, y, s, t) = \frac{1}{r^2} \exp \left[ -\pi \frac{(x-s)^2 + (y-t)^2}{r^2} \right] S(x, y) = (1)$$

$$= \iint_A S_0(x, y) \cdot g(x, y, s, t) \cdot dx dy,$$

где  $x, y$  — координаты элементарной площадки отработанного пласта полезного ископаемого;

$s, t$  — координаты точки, в которой рассчитывается оседание поверхности;

$r$  — радиус влияния, соединяющий точки  $x, y$  и  $s, t$ , где определяется оседание;

$S_0(x, y)$  — конвергенция кровли лавы;

Оседание в точке  $P(0,0)$  можно выразить в виде определенного интеграла:

$$S(x, y) = \frac{S_{\max}}{r^2} \int_{x1}^{x2} \exp \left( -\pi \frac{x^2}{r^2} \right) dx \times$$

$$\times \int_{y1}^{y2} \exp \left( -\pi \frac{y^2}{r^2} \right) dy. \quad (2)$$

Выражения (1, 2) довольно сложны для практического использования и обладают целым рядом недостатков: только квадратичные зависимости от координат, не учтены многие важные факторы (граничные углы сдвижения, различия в деформировании и неоднородность породного массива, изменение его трещинной пустотности, возможная несимметричность кривой мутьды оседания и др.). Отметим еще один недостаток: согласно этому методу, центр мутьды сдвижения всегда находится на

линии забоя лавы, что часто не выполняется. Такого же рода пробелы существуют и в других методах прогноза.

Еще одним примером использования функции влияния является работа [14]. Для полного описания процесса при относительно постоянной скорости подвигания очистных работ автор предлагает функцию

$$\eta(t) = \eta_k \left[ 1 - \exp \left[ -\beta_1 (t + t_0)^2 \right] \right], \quad (3)$$

где  $\eta(t)$  — оседание некоторой точки  $P$ , расположенной на земной поверхности в момент времени  $t$ ;

$\eta_k$  — конечное значение оседания точки поверхности  $P$ ;

$\beta_1$  — эмпирический коэффициент, определяемый по данным наблюдений;

$t_0$  — время, прошедшее от начала воздействия горной выработки на точку  $P$  до момента прохода створа лавы под данной точкой.

Однако функция (3) может использоваться лишь для приближенного описания частных экспериментальных данных, поскольку не получила научного обоснования, не связана с углами сдвижения и не является симметричной относительно своего центра, что противоречит данным практики.

Нельзя не отметить, что в ряде методов, в том числе и в нормативном методе прогноза [15], многие формулы и рекомендации получены эмпирически и не имеют аналитического обоснования. Так, для определения максимальных оседаний  $\eta_{\max}$  при неполной подработке поверхности рекомендована эмпирическая формула

$$\eta_{\max} = 0,9 \cdot q_0 \cdot m \cdot \cos \alpha \times$$

$$\times \sqrt{\left( \frac{D_1}{H} + a_1 \right) \cdot \left( \frac{D_2}{H} + a_2 \right)}, \quad (4)$$

где  $q_0$  — максимальное оседание при полной подработке поверхности, отнесенное к мощности пласта;

$m$  — мощность пласта по нормали к линии падения, м;

$\alpha$  — угол падения пласта;

**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

$D_1$  и  $D_2$  — размеры выработанного пространства соответственно по падению и простиранию пласта, м;

$H$  — средняя глубина разработки, м;

$\alpha_1, \alpha_2$  — эмпирические коэффициенты, которые учитывают целики возле лавы и прочность подработанных горных пород.

Из формулы (4) [15] и разъяснений к ней следует, что даже при  $H \rightarrow \infty$  оседания не равны нулю  $\eta_{\max} \rightarrow Const > 0$ , что противоречит граничным условиям, которым должен подчиняться процесс оседания массива. Во многие эмпирических зависимости введены многочисленные искусственные ограничения и логические условия.

Базируясь на результатах, полученных в работах [16–18], перейдем к рассмотрению проблемы определения формы и пространственного позиционирования мульды сдвижения. Сложность решения состоит в том, что эта задача зависит от многочисленных факторов, в ряде случаев плохо поддающихся цифровому или однозначному выражению, и скорее носит характер качественных оценок. Поэтому порождающее решение упрощенной геомеханической модели основано, как всегда, на принятии целого ряда идеализаций и исходных предположений (гипотез), которые будут в дальнейшем подвергнуты корректировке и уточнению при их последующей экспериментальной проверке.

Предполагается, что принятая исходная модель процесса или явления должна быть дополнена экспериментальным определением численных значений неизбежно вводимых постоянных коэффициентов, имеющих вполне ясную физическую трактовку.

Цель данного раздела исследований — получить математическую модель в виде исходного порождающего решения (функции влияния) для описания оседаний подработанных массива горных пород. Математическая модель позволяет получить структуру функциональных зависимостей (формул), которые в виде исходного шаблона могут быть использованы для данного класса описываемых явлений после

конкретных для каждого случая наборов дополнений, уточнений и исправлений.

Для описания оседаний земной поверхности рассмотрим её сечение по оси симметрии очистного забоя, обрабатывающего пологий пласт полезного ископаемого мощностью  $m$  на глубине  $H$  (рис. 2) в квазиоднородном и изотропном массиве горных пород, где действуют массовые силы  $\gamma H$ , где  $\gamma$  — объемная масса пород.

Вводим нормированные безразмерные координаты  $\xi, \zeta$ , в которых будем записывать определяющие процесс соотношения:

$$\begin{aligned} 0 \leq \xi = x / H \leq 1, \\ 0 \leq \zeta = \eta / \eta_m \leq 1, \end{aligned} \tag{5}$$

где  $h$  — текущая глубина,  $0 \leq h \leq H$ , м;  
 $x$  — расстояние от линии очистного забоя, м;

$\eta$  — оседание земной поверхности,  $0 \leq \eta \leq \eta_m$ , м;

$\eta_m$  — вертикальная координата дна мульды оседания при полной подработке поверхности, м.

Начало координат в относительных переменных  $\xi, \zeta$  поместим над линией очистного забоя и будем рассматривать образующую мульду оседания при движущемся влево очистном забое.

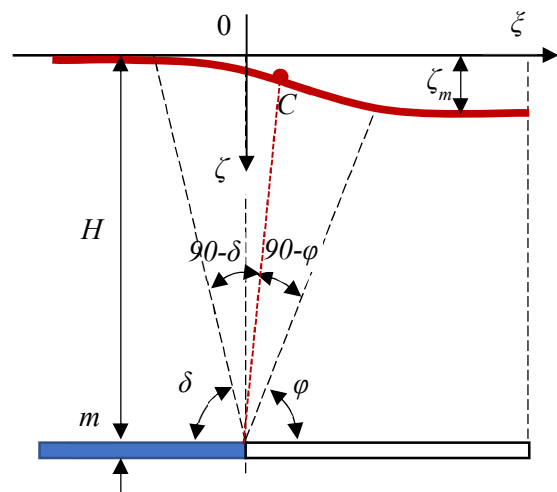


Рисунок 2 — Расчетная схема мульды оседания в безразмерных координатах  $\xi, \zeta$

**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

Из физических соображений следует, что градиент оседания  $\zeta'$  земной поверхности в произвольной точке с координатой  $\xi$  при подработке земной поверхности будет изменяться в пределах

$$\frac{d\zeta}{d\xi} \Big|_{\xi \rightarrow -\infty}^{\xi \rightarrow \infty} = 0, \quad (6)$$

т. е. будет представлять собой полуволну, обеспечивающую плавный переход от верхнего уровня значения переменной к нижнему. Такое поведение кривой часто встречается при описании различных явлений и процессов в демографии, химии, физике, экономике, науках о земле и др. и было, по-видимому, впервые рассмотрено Ферхюльстом [19] в модели роста народонаселения.

Следовательно, чтобы удовлетворить условию (6), функция кривой оседаний должна подчиняться дифференциальному уравнению, которое в простейшем случае имеет вид

$$\frac{d\zeta}{d\xi} = \zeta \cdot (1 - \zeta), \quad (7)$$

т. е. при малых значениях опускания  $\zeta$  градиент ему пропорционален  $\zeta' \approx \zeta$ , а функция  $\zeta(\xi)$  близка к экспоненциальной, затем по мере роста  $\zeta$  происходит замедление, и при  $\zeta \rightarrow \zeta_m$  рост оседаний прекращается, т. к. градиент оседаний вновь становится нулевым.

Решая дифференциальное уравнение (7) с учетом граничного условия  $\zeta(\infty) = 1$ , получим уравнение мульды сдвижения:

$$\zeta(\xi) = [1 + \exp(-\xi)]^{-1}. \quad (8)$$

Данное решение является уравнением Ферхюльста и представляет собой канонический вид логистической кривой, которая нашла широкое распространение в различных отраслях знания.

Для адекватного описания экспериментальных данных необходимо ввести три постоянных, позволяющих вполне удовлетво-

рительно согласовать прогнозные решения с практикой.

Учитывая граничные условия ( $\xi \rightarrow \infty \Rightarrow \zeta \rightarrow 1$ ), ( $\xi \rightarrow -\infty \Rightarrow \zeta \rightarrow 0$ ) и сделав привязку к началу координат, расположенному на поверхности в центре линии очистного забоя ( $\xi = 0 \Rightarrow \zeta \rightarrow \zeta_0$ ), получим окончательное решение:

$$\zeta(\xi) = \left\{ 1 + \left( \frac{1}{\zeta_0} - 1 \right) \exp \left[ -k_\eta (\xi - \xi_0) \right] \right\}^{-1}, \quad (9)$$

где  $\zeta_0$  — оседание в точке  $\xi = \xi_0$ ;

$k_\eta$  — коэффициент крутизны кривой опусканий, растягивает или сжимает кривую вдоль оси  $\xi$ ,  $k_\eta \geq 0$ ;

$\xi_0$  — смещение кривой опусканий относительно начала координат по оси  $\xi$ .

Переходя к реальным размерным переменным, которые соответствуют общепринятым обозначениям, получим

$$\eta(x) = \eta_m \left[ 1 + \left( \frac{\eta_m}{\eta_c} - 1 \right) \exp \left( -k_\eta \frac{x - x_c}{H} \right) \right]^{-1}, \quad (10)$$

где  $\eta(x)$ ,  $\eta_m$  — опускание земной поверхности соответственно на расстоянии  $x$  от начала координат и максимальное в центре мульды сдвижений, м;

$\eta_0$  — оседание поверхности в начале координат  $x = 0$ , м;

$x_0$  — смещение кривой мульды сдвижения относительно начала координат по оси  $x$ .

Сравнивая выражения (3–5) с полученными уравнениями (9–10), можно судить об их удобстве практического применения, не говоря уже о достоверности прогнозных результатов.

**3 Параметры пространственного позиционирования мульды сдвижения**

Проследим степень влияния коэффициента крутизны  $k_\eta$  на форму кривой опускания по уравнению (9) в виде разных кривых мульды сдвижения на рисунке 3, приняв в качестве постоянных остальные коэффициенты  $\xi_0 = 0,2$  и  $\zeta_0 = 0,2$ . Графики пока-

**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

зывают, что их форма значительно меняется при изменении параметра  $k_\eta$ : при его возрастании они становятся все круче, а область, занимаемая мульдой, — уже.

Рассмотрим поведение пучка кривых мульды сдвижения при изменении положения её центральной точки. Из рисунка 4 можно судить о том, как сдвигается этот пучок кривых, если сменить относительное опускание от значения  $\zeta_0 = 0,2$  на рисунке 3 до  $\zeta_0 = \zeta_C = 0,5$ .

Из такого сравнения следует, что кривые мульды сдвижения обладают свойством антисимметричности относительно своего центра и конгруэнтно смещаются вдоль горизонтальной оси при изменении параметра смещения  $\xi_0$  в формуле (9).

Центр всякой мульды сдвижения  $\xi_C$  поэтому должен находиться между точками, отсекаемыми на горизонтальной оси  $\xi$  углами граничных сдвижений  $\delta, \varphi$  (рис. 2), т. е. его координата  $\xi_C$  в точке С, показанная на рисунке 2, равна полусумме координат точек, отсекаемых углами  $\delta, \varphi$ :

$$\xi_C = \xi_0 = \frac{\xi_\delta + \xi_\varphi}{2} = \frac{-ctg\delta + ctg\varphi}{2}, \quad (11)$$

где  $\xi_\delta, \xi_\varphi$  — относительные координаты, отсекаемые на горизонтальной оси  $\xi$  граничными углами сдвижения  $\delta, \varphi$ .

Заметим, что формула (11) была получена без учета величин второго порядка малости по вертикальной координате  $\zeta$ .

Таким образом, одна из характеристик пространственного позиционирования мульды сдвижения, а именно положение центра кривой мульды С, определено уравнением (11). При этом в данной точке  $\xi_C = \xi_0$  всегда будет наблюдаться опускание земной поверхности, равное  $\zeta_C = \zeta_0 = 0,5\zeta_m$ , т. е. половине максимального вертикального опускания поверхности.

Если перейти к размерным переменным в обычных координатах, то уравнение (11) примет вид

$$x_C = x_0 = \frac{x_\delta + x_\varphi}{2} = H \frac{-ctg\delta + ctg\varphi}{2}. \quad (12)$$

Следующий параметр пространственного позиционирования мульды сдвижения — коэффициент крутизны кривой мульды опусканий  $k_\eta$ , который можно определить, исходя из условия соблюдения необходимой длины мульды по горизонтали, протяженность которой отсекается на горизонтальной оси  $\xi$  линиями граничных сдвижений, проходящими под углами  $\delta, \varphi$  (рис. 2). При этом воспользуемся условием равенства длины антисимметричных ветвей мульды сдвижения относительно ее центра С.

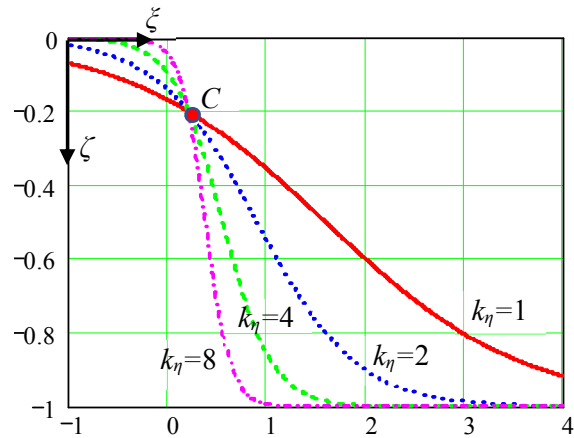


Рисунок 3 — Влияние параметра  $k_\eta$  на вид кривой мульды оседания

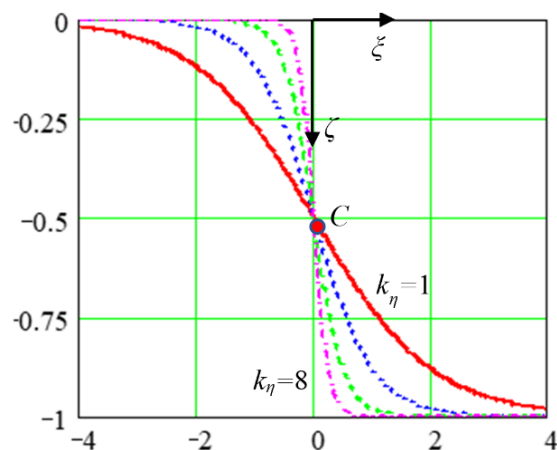


Рисунок 4 — К определению центра  $\xi_0$  мульды сдвижения на горизонтальной оси  $\xi$



**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

Примем во внимание, что граничные углы сдвига  $\delta$ ,  $\varphi$  определяются с примерно одинаковой точностью по вертикальным смещениям поверхности, у которых допустимые согласно [15] ошибки равны  $\zeta_\delta = \zeta_\varphi = \pm 0,01\zeta_m$  ( $\approx \pm 10$  мм).

Приравняем вертикальные относительные смещения  $\zeta_\delta = \zeta_\varphi$  в точках  $\xi_\delta, \xi_\varphi$  на линиях граничных сдвижений согласно (9), когда центр мульды сдвижений  $C$  помещен в точку с абсциссой  $\xi_C = (-ctg\delta + ctg\varphi) / 2$ , получим уравнения для определения параметра  $k_\eta$  крутизны кривой мульды сдвижения:

$$\zeta_\delta (\xi_\delta = -ctg\delta) = \zeta_\varphi (\xi_\varphi = ctg\varphi). \quad (13)$$

Подставляя в (9) с учетом равенств (11, 13), приходим к необходимости решить уравнение относительно неизвестной  $k_\eta$ :

$$\left\{ 1 + (\xi_\delta^{-1} - 1) \exp[-k_\eta (\xi_\delta - \xi_C)] \right\}^{-1} = \left\{ 1 + (\xi_\varphi^{-1} - 1) \exp[-k_\eta (\xi_\varphi - \xi_C)] \right\}^{-1}. \quad (14)$$

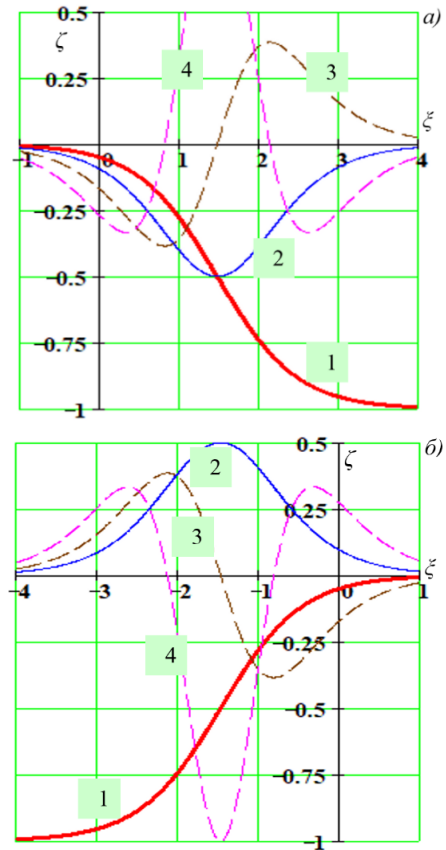
После несложных алгебраических преобразований и подстановок в результате получим функциональную зависимость параметра крутизны  $k_\eta$  S-кривой мульды сдвижения от граничных углов  $\delta$ ,  $\varphi$ :

$$k_\eta = (\xi_\varphi - \xi_\delta)^{-1} \ln \left( \frac{-\xi_\delta^{-1} + 1}{\xi_\varphi^{-1} - 1} \right) = (ctg\varphi + ctg\delta)^{-1} \ln \left( \frac{tg\delta + 1}{tg\varphi - 1} \right). \quad (15)$$

Произведем приблизительную оценку параметра  $k_\eta$  для обычных горно-геологических условий Донбасса, где хорошо изучены граничные  $\delta = 73^\circ \pm 2^\circ$  и полные  $\varphi = 55^\circ \pm 2^\circ$  углы сдвижения [15]. Подставляя эти значения в формулу (15), получим следующие пределы изменения параметра относительно среднего значения  $k_\eta \approx 1,1 \pm 0,2$ . Чем больше в породной толще прочных пластов пород, тем выше значение параметра  $k_\eta$ : так, для антрацитов он может доходить до значения 1,3 и больше.

На рисунке 5 показаны типичные линии, воспроизводящие мульду сдвижения при полной подработке дневной поверхности по обе стороны от очистного забоя.

Как следует из графиков на рисунке 5, показаны две симметричные полумульды над подработанным массивом пород. На самом деле такая симметрия возможна только на боковых участках мульды, вдоль которых движется очистной забой. Поэтому полученные закономерности простейшей геомеханической модели не следует рассматривать как окончательные, поскольку они должны будут в последующем корректироваться при учете других влияющих факторов.



1 — кривая оседаний  $\zeta = \eta / \eta_m$ ; 2 — наклоны  $\eta' = d\eta / dx$ ; 3, 4 — вторая  $\eta''$  и третья  $\eta'''$  производные оседаний

Рисунок 5 — Результаты расчета левой (а) и правой (б) полумульды сдвижения по формулам (9–15) геомеханической модели оседания подработанного массива пород одиночной лавой при значениях параметров  $k_\eta = 2$ ;  $\zeta_0 = \eta_0 / \eta_m = 0,05$ ;  $x_0 = 0$

В частности, полученные закономерности будут, начиная с некоторой предельной глубины, не соблюдаться, в первую очередь ниже глубины зоны самоподбучивания пород, а при неполной подработке массива — выше глубины зоны полных смещений. Эти аспекты проблемы будут рассмотрены в последующих публикациях. Можно отметить, что, несмотря на обилие публикаций по этой проблеме (см., например, [20–22] и др.), эти вопросы пока не привлекли достаточного внимания исследователей.

### **Выводы**

Предложенная геомеханическая модель сдвижений в целом вполне удовлетворительно отражает поведение подработанного массива. Получены общего вида функциональные зависимости для замкнутого описания *S*-кривых мульды сдвижения подработанного массива, в том числе его вертикальных смещений, наклонов, кривизны и рывков, что позволяет использовать их для описания разнообразных горно-геологических условий.

Уместно отметить, что модель сдвижений земной поверхности еще нуждается в дополнениях, в частности её следует обобщить на более сложные случаи горно-геологических условий: наклонное падение пластов, наличие наносов и четвертичных

отложений; неполная или кратная подработка горного массива, учет влияния фактора времени, наличие целиков разных размеров и ориентации и др.

В то же время следует обратить внимание на присущие многим методам прогноза, в том числе и предложенной модели, ограничения и недостатки, для преодоления которых необходимо проводить дальнейшие исследования: не определены теоретически граничные углы сдвижения, не установлены зависимости показателей сдвижения от деформационно-прочностных, фильтрационных и гидродинамических параметров наклонно-слоистого горного массива; нет обоснованного учета реологических свойств массива для описания процессов сдвижения породной толщи во времени при неравномерном движении или остановке очистных работ.

Кроме того, при управлении кровлей полным обрушением периодические осадки кровли могут инициировать и изменять сдвижение пород вплоть до горных ударов (особенно в районах с углями высокой степени метаморфизма), что неминуемо снизит надежность охраны зданий и сооружений.

Этот далеко не полный перечень пробелов проблемы сдвижений может быть положен для формулирования дальнейших задач исследований.

### **Список источников**

1. Авершин С. Г. *Сдвижение горных пород при подземных разработках*. М. : Углетехиздат, 1947. 245 с.
2. *Surface Subsidence Engineering: Theory and Practice* / ed. by Syd S. Peng. CRC Press, 2020. 216 p.
3. Tajduš K. Numerical simulation of underground mining exploitation influence upon terrain surface // *Archives of Mining Sciences*. 2013. Vol. 58. № 3. P. 605–616. DOI: 10.2478/amsc-2013-0042
4. Kratzsch H. *Mining Subsidence Engineering*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1983. 551 p.
5. *Механика сдвижения и разрушения горных пород* / С. Д. Викторов, С. А. Гончаров, М. А. Иофис, В. М. Закалинский. М. : ИПКОН РАН, 2019. 360 с.
6. *Surface Subsidence Monitoring of Mining Areas in Hunan Province Based on Sentinel-1A and DS-InSAR* / L. Zhang [et al.] // *Sensors (Basel)*. 2023. Vol. 23 (19). Article number: 8146. DOI: 10.3390/s23198146
7. Puertas J. J. G. *Estimating highway subsidence due to longwall mining : Dissertation for the degree of Doctor of Philosophy*. University of Pittsburgh, 2010. 160 p.
8. *Prediction of mining-induced subsidence at Barapukuria longwall coal mine, Bangladesh* / A. K. M. Badrul Alam [et al.] // *Scientific Reports*. 2022. Vol. 12 (1). Article number: 14800. DOI: 10.1038/s41598-022-19160-1

9. Cao J., Huang Q., Guo L. Subsidence prediction of overburden strata and ground surface in shallow coal seam mining // *Scientific Reports*. 2021. Vol. 11 (1). Article number: 18972. DOI: 10.1038/s41598-021-98520-9
10. Jahanmiri S., Noorian-Bidgoli M. Environ Sci Pollut. Land subsidence prediction in coal mining using machine learning models and optimization techniques // *Environmental Science and Pollution Research*. 2024. Vol. 31 (22). P. 31942–31966. DOI: 10.1007/s11356-024-33300-2
11. Kulibaba S., Miletenko N. Influence of the mining depth factor on accuracy of the forecast of the earth's surface subsidence in Kuzbass // *Problems of Complex Development of Georesources : VIII International Scientific Conference. E3S Web of Conferences*. 2020. Vol. 192. Article number: 04009. EDN QLYTPC. DOI: 10.1051/e3sconf/202019204009
12. Tajduś K., Misa R., Sroka A. Analysis of the surface horizontal displacement changes due to longwall panel advance // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 2018. Vol. 104. P. 119–125. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2018.02.005
13. Knothe S. Prediction of mining influence. Katowice, 1984. 214 p.
14. Гавриленко Ю. Н. Математическое описание динамики процесса сдвижения на угольных шахтах Донбасса // *International Society for Mine Surveying. XIII International Congress, Budapest, Hungary, 24–28 September. 2007. Report 032*. 6 p.
15. ГСТУ 101.00159226.001-2003. Правила подработки зданий, сооружений и природных объектов при добыче угля подземным способом. К. : УкрНИИМИ НАН Украины, 2004. 128 с.
16. Strzałkowski P., Ścigala R., Szafulewa K. Some aspects of forecasting the post-mining substratum deformation for evaluation of its influence on constructions // *E3S Web of Conferences*. 2018. Vol. 36. Article number: 01008.
17. Литвинский Г. Г. Геомеханические модели процессов сдвижения подработанного горного массива. Труды РАНИМИ. 2024. Т. 1. № 3 (41). С. 101–128.
18. Литвинский Г. Г. К теории сдвижения подработанного породного массива // *Научные технологии и оборудование в промышленности и строительстве*. 2024. № 22 (79). С. 5–20.
19. Verhulst P. F. Notice sur la loi que la population poursuit dans son accroissement // *Correspondance mathématique et physique*. Vol. 10. 1838. P. 13–121.
20. Sensors Surface Subsidence Monitoring of Mining Areas in Hunan Province Based on Sentinel-1A and DS-InSAR / L. Zhang [et al.] // *Sensors (Basel)*. 2023. Vol. 23 (19). Article number: 8146. DOI: 10.3390/s23198146
21. Jahanmiri S., Noorian-Bidgoli M. Land subsidence prediction in coal mining using machine learning models and optimization techniques // *Environ Sci Pollut Res Int*. 2024. Vol. 31 (22). P. 31942–31966. DOI: 10.1007/s11356-024-33300-2
22. Cao J., Huang Q., Guo L. Subsidence prediction of overburden strata and ground surface in shallow coal seam mining // *Sci Rep*. 2021. Vol. 11 (1). Article number: 18972. DOI: 10.1038/s41598-021-98520-9

© Литвинский Г. Г.

**Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. ГБП ДонГТУ Шульгиным П. Н., д.т.н., с.н.с., директором РАНИМИ ДНР Дрибаном В. А.**

Статья поступила в редакцию 09.12.2024.

#### **СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ**

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

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

## SHAPE AND PARAMETERS OF SHIFT TROUGH OF THE UNDERMINED ROCK MASS

By analyzing the existing methods for calculating the parameters of shift trough, the prospect of using geomechanical models of its description is shown. The basic provisions of such models and key influencing factors are reviewed. The research task is to develop a theoretical approach for the description of shift trough of the undermined rock mass based on the solution of a differential equation for the S-curve semi-trough of vertical displacements of the Earth's surface. The solution was carried out in a relative system of variables. The solution of differential equation was expressed in the form of the Ferhulst function, which found application in various phenomena and processes. Studying of basic equation of shift semi-trough and its spatial positioning parameters has been carried out. It is shown for the first time that the main S-curve parameters completely predict the angles of boundary shift and complete subsidence of the undermined rock mass. The estimates of location of the semi-trough center and its steepness parameters for the typical conditions of depletion of shallow seams in Donbass are provided. The shortcomings of the obtained solution are analyzed, unsolved problems and tasks of further research are formulated.

**Key words:** shift, Earth's surface, rock mass, classification of factors, geomechanical model, undermining, S-curve, shift semi-trough, shift parameters.

### References

1. Avershin S. G. *Rock displacement in underground developments [Sdvizhenie gornyh porod pri podzemnyh razrabotkakh]*. M. : Ugletekhizdat, 1947. 245 p. (rus)
2. Peng Syd S. [ed.] *Surface Subsidence Engineering: Theory and Practice*. CRC Press, 2020. 216 p.
3. Tajduš K. Numerical simulation of underground mining exploitation influence upon terrain surface. *Archives of Mining Sciences*. 2013. Vol. 58. No. 3. Pp. 605–616. DOI: 10.2478/amsc-2013-0042
4. Kratzsch H. *Mining Subsidence Engineering*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1983. 551 p.
5. Viktorov S. D., Goncharov S. A., Iofis M. A., Zakalinsky V. M. *Mechanics of displacement and fracture of rocks [Mekhanika sdvizheniya i razrusheniya gornyh porod]*. M. : IPKON named after Academician N. V. Melnikov RAS, 2019. 360 p. (rus)
6. Zhang L. [et al.]. *Surface Subsidence Monitoring of Mining Areas in Hunan Province Based on Sentinel-1A and DS-InSAR*. *Sensors (Basel)*. 2023. Vol. 23 (19) : 8146. DOI: 10.3390/s23198146
7. Puertas J. J. G. *Estimating highway subsidence due to longwall mining : Dissertation for the degree of Doctor of Philosophy*. University of Pittsburgh, 2010. 160 p.
8. Alam A.K.M.B. [et al.]. *Prediction of mining-induced subsidence at Barapukuria longwall coal mine. Bangladesh*. *Scientific Reports*. 2022. Vol. 12 (1) : 14800. DOI: 10.1038/s41598-022-19160-1
9. Cao J., Huang Q., Guo L. *Subsidence prediction of overburden strata and ground surface in shallow coal seam mining*. *Scientific Reports*. 2021. Vol. 11 (1) : 18972. DOI: 10.1038/s41598-021-98520-9
10. Jahanmiri S, Noorian-Bidgoli M. *Environ Sci Pollut. Land subsidence prediction in coal mining using machine learning models and optimization techniques*. *Environmental Science and Pollution Research*. 2024. Vol. 31 (22). Pp. 31942–31966. DOI: 10.1007/s11356-024-33300-2
11. Kulibaba S., Miletenko N. *Influence of the mining depth factor on accuracy of the forecast of the Earth's surface subsidence in Kuzbass*. *Problems of Complex Development of Georesources : VIII International Scientific Conference. E3S Web of Conferences*. 2020. Vol. 192 : 04009. DOI: 10.1051/e3sconf/202019204009
12. Tajduš K., Misa R., Sroka A. *Analysis of the surface horizontal displacement changes due to longwall panel advance*. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 2018. Vol. 104. P. 119–125. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2018.02.005
13. Knothe S. *Prediction of mining influence*. Katowice, 1984. 214 p.
14. Gavrilenko Yu. N. *Mathematical description of dynamics of the shift process at coal mines in Donbass [Matematicheskoe opisaniye dinamiki processa sdvizheniya na ugol'nyh shahtah Donbassa]*. *International Society for Mine Surveying. XIII International Congress*. Budapest, Hungary, 24–28 September. 2007. Report 032. 6 p.

15. GSTU 101.00159226.001-2003. Rules for mining of buildings, structures and natural objects during underground coal mining. K. : UkrNIMI NAN Ukrainy, 2004. 128 p.
16. Strzałkowski P., Ścigała R., Szafuleta K. Some aspects of forecasting the post-mining substratum deformation for evaluation of its influence on constructions. *E3S Web of Conferences*. EDP Sciences. 2018. Vol. 36 : 01008.
17. Litvinskiy G. G. Geomechanical models of shift processes of the undermined rock mass [Geomekhanicheskie modeli processov sdvizheniya podrobotannogo gornogo massiva]. *Trudy RANIMI*. 2024. Vol. 1. No. 3 (41). Pp. 101–128. (rus)
18. Litvinskij G. G. To the theory of shearing of the undermined rock mass [K teorii sdvizheniya podrobotannogo porodnogo massiva]. *Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building*. 2024. No. 22 (79). Pp. 5–20. (rus)
19. Verhulst P. F. Notice sur la loi que la population poursuit dans son accroissement. *Correspondance mathématique et physique*. Vol. 10. 1838. Pp. 13–121.
20. Zhang L. [et al.]. Sensors Surface Subsidence Monitoring of Mining Areas in Hunan Province Based on Sentinel-1A and DS-InSAR. *Sensors (Basel)*. 2023. Vol. 23 (19). DOI: 10.3390/s23198146
21. Jahanmiri S., Noorian-Bidgoli M. Land subsidence prediction in coal mining using machine learning models and optimization techniques. *Environ Sci Pollut Res Int*. 2024. Vol. 31 (22). P. 31942–31966. DOI: 10.1007/s11356-024-33300-2
22. Cao J., Huang Q., Guo L. Subsidence prediction of overburden strata and ground surface in shallow coal seam mining. *Sci Rep*. 2021. Vol. 11 (1) : 18972. DOI: 10.1038/s41598-021-98520-9

#### INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

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

<sup>1</sup>Чуяшенко С. В., <sup>2,\*</sup>Соловьев Г. И., <sup>2</sup>Петренко Ю. А.

<sup>1</sup>Филиал № 2 «Шахтоуправление „Донбасс“» Донецкого металлургического завода,

<sup>2</sup>Донецкий национальный технический университет

\*Email: gisoloviev1@gmail.com

## ОСОБЕННОСТИ ПОДДЕРЖАНИЯ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК ГЛУБОКИХ ШАХТ КОМБИНИРОВАННЫМИ ОПОРНЫМИ КОНСТРУКЦИЯМИ

*Представлены результаты применения комбинированных опорных конструкций и одинарной продольно-балочной крепи усиления для обеспечения устойчивости вентиляционных штреков пластов  $k_2$ ,  $k_3$  и  $k_5$  шахты «Коммунарская» ПАО «Шахтоуправление „Донбасс“» при использовании сплошной системы разработки.*

**Ключевые слова:** горное давление, вентиляционный штрек, арочная крепь, смещения пород, опорная конструкция, продольно-балочное усиление, устойчивость выемочной выработки.

Анализ опыта поддержания подготовительных выработок показывает, что с увеличением глубины разработки отмечается существенное ухудшение состояния выработок из-за интенсификации проявлений горного давления и несоответствия применяемых средств поддержания и способов охраны условиям их применения.

Наметившаяся в последние годы тенденция применения сплошных систем разработки при отработке тонких и средней мощности угольных пластов на глубинах более 800 м обусловлена в основном минимальными капитальными затратами на подготовку новых лав. При этом в качестве охранных сооружений широко применяются бутовые полосы из шахтной породы, которые не в полной мере обеспечивают устойчивость подготовительных выработок из-за недостаточной плотности породной полосы и некачественного (в основном ручного) возведения бутовых полос.

Опыт поддержания подготовительных выработок глубоких шахт Донбасса [1–3] показал, что основным фактором, определяющим эффективность способа охраны, является проведение выработки вслед за лавой по разгруженному массиву пород, не испытывающему знакопеременного механизма деформирования — вначале сжатия в зоне опорного давления, а затем

разуплотнения за лавой на участке выработанного пространства при наборе несущей способности опорными охранными конструкциями с последующим активным сдвижением пород кровли после посадки основной кровли.

**Целью работы** является установление особенностей проявления горного давления в вентиляционных штреках при использовании комбинированных опорных конструкций в сочетании с однобалочной продольной связью комплектов основной крепи при различном опережении лав забоями штреков.

**Идея работы** состоит в установлении и использовании рационального сочетания параметров средств поддержания и способов охраны вентиляционных штреков для обеспечения их устойчивости при сплошной системе разработки.

**Объектом исследований** являются вентиляционные штреки очистных забоев, проводимые с различным опережением лав при использовании сплошной системы разработки.

**Предметом исследований** являются общие вертикальные смещения пород и смещения кровли при использовании традиционных способов поддержания выработок и применении комбинированного способа обеспечения их устойчивости.

**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

В вентиляционных штреках 11-х восточных лав пластов  $k_2$ ,  $k_3$  и  $k_5$  были проведены инструментальные наблюдения за смещениями пород кровли и почвы выработок при использовании комбинированного способа их поддержания и охраны, применении однобалочной продольной связи комплектов основной крепи и комбинированных опорных конструкций из породных полублоков.

Общая характеристика вмещающих пород угольных пластов  $k_2$ ,  $k_3$  и  $k_5$  шахты «Коммунарская» приведена на рисунке 1.

Вентиляционный штрек 11-й восточной лавы пласта  $k_2$  проводился буровзрывным способом вслед за лавой (рис. 2) с отставанием породного забоя от угольного забоя на 6,0–11 м (рис. 3).

Вынимаемая мощность пласта 0,95–1,15 м. Вмещающие породы в основном средней и ниже средней прочности (рис. 1). Условия отработки пласта  $k_2$  будут осложнены неустойчивой непосредственной кровлей, особенно в зонах флексур и разрывных нарушений, а также склонными к выдавливанию породами почвы.

Штрек крепился арочной податливой крепью КМП-А5-11,9 с шагом установки рам основной крепи 0,8 м, что соответствовало плотности установки рам по простиранию пласта 1,25 рам/м. Сечение выработки в про-

ходке —  $S_{пр} = 19,8 \text{ м}^2$ , в свету до осадки —  $S_{св} = 15,2 \text{ м}^2$ , а после осадки —  $S_{по} = 11,9 \text{ м}^2$ . Затяжка кровли осуществлялась деревянной (распил из стойки диаметром 0,14 м) и бетонной затяжкой, а боков выработки — металлической сетчатой затяжкой.

Для охраны выработки по бровке лавы возводилась комбинированная опорная конструкция, состоящая из бутовой полосы шириной 1,0 м и жесткой опорной полосы из породных полублоков, размер которой по падению пласта был равен 1,5 м (рис. 3). Полублоки представляли собой кирпичи размерами 0,3×0,15×0,1 м, изготовленные из мелкодробленой шахтной породы (50 %) в смеси с песком (25 %) и цементом М300 (25 %) и доставляемые в шахту на поддонах после дополнительной термообработки.

Бутовая полоса возводилась из породы от проведения вентиляционного штрека на расстоянии 3,0–5,0 м от забоя вентиляционного штрека, проводимого вслед за лавой с отставанием от груди забоя не более чем на 11,0 м.

Запасной выход из лавы на вентиляционный штрек шириной 1,0 м поддерживался на сопряжении лавы на длину не более 3,0–5,0 м и вслед за лавой закладывался рядовой породой от проведения вентиляционного штрека до рам арочной крепи (рис. 2).

$k_2$ 0,95 м 1,15 м	$k_3$ 1,50 м 1,65 м	$k_5$ 1,01 м 1,16 м
Алевролит h=6,8-9,5 м f=3-5	Алевролит h=6,2-8,4 м f=3-5	Песчаник h=7,8-11,7 м f=7-11
Аргиллит h=4,4-8,2 м f=2-4,8	Аргиллит h=5,4-7,2 м f=2-3	Алевролит h=5,2-7,4 м f=3-5
Уголь 0,8 м	Уголь 1,13 м	Уголь 1,06 м
0,05 м 0,08 м 0,27 м	0,12 м 0,05 м 0,20 м 0,15 м	
Алевролит h=5,8-7,7 м f=3,5-5	Алевролит h=7,5-9,4 м f=3,5-5	Аргиллит h=3,4-6,7 м f=3,5-5
Алевролит h=4,5-6,7 м f=2,5-4,8		Аргиллит h=5,4-7,2 м f=3,5-5

Рисунок 1 — Структурные колонки угольных пластов:  $k_2$ ,  $k_3$  и  $k_5$



**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

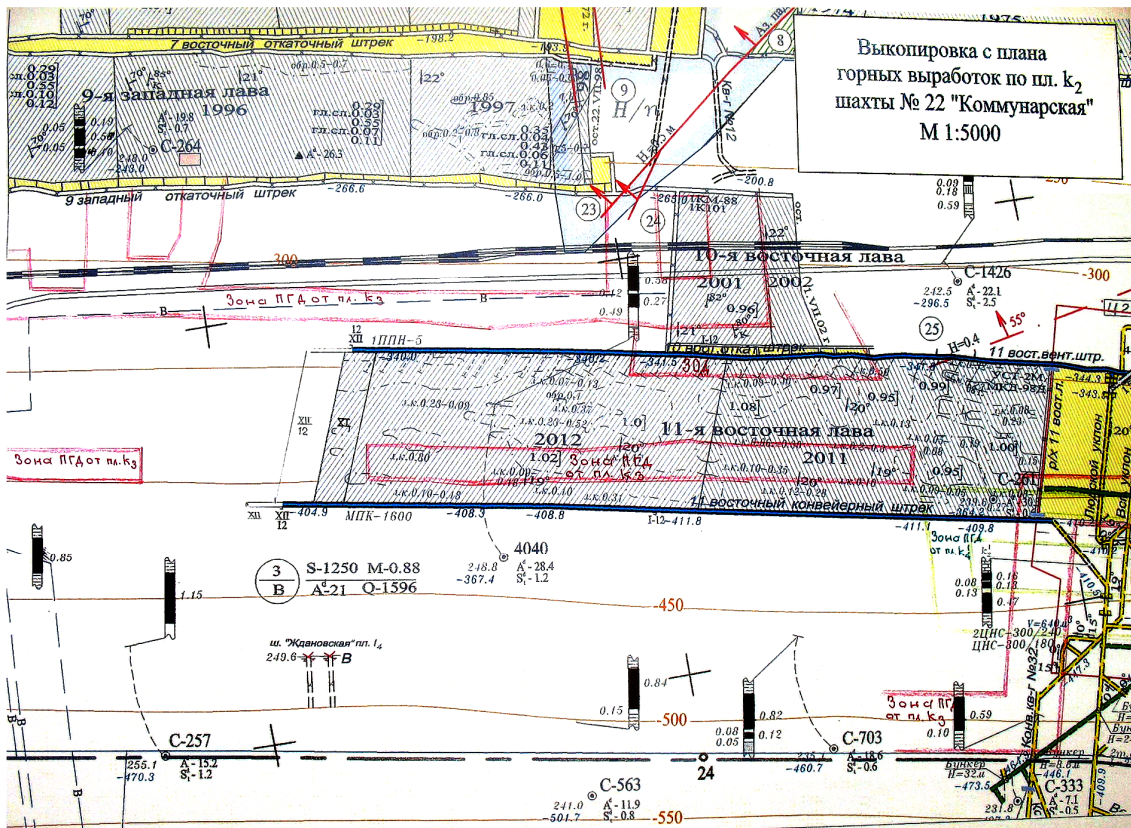


Рисунок 2 — Схема расположения 11-й восточной лавы пласта k<sub>2</sub> на плане горных выработок

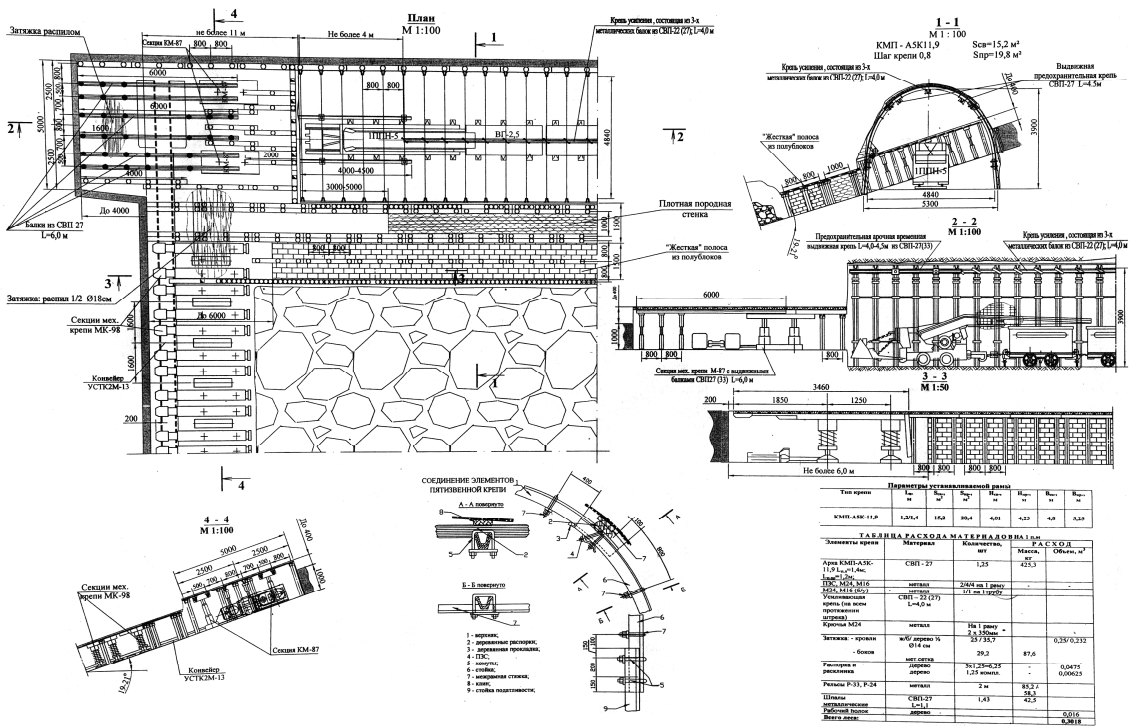


Рисунок 3 — Схема сопряжения вентиляционного штрека с 11-й восточной лавой пласта k<sub>2</sub>



**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

Три балки крепи усиления устанавливались в 11-м восточном вентиляционном штреке пласта  $k_2$  на участках приближения песчаника к кровле выработки. После выхода лавы из зоны негативного влияния песчаника поддержание вентиляционного штрека на сопряжении с лавой производилось путем установки под верхняк арочной крепи 1-й балки из СВП-27. Отрезки балки длиной по 3,5 м соединялись между собой внахлест на 0,5 м двумя стандартными хомутами М24. Отставание продольных балок усиливающей крепи от забоя штрека составляло не более 4,0 м (рис. 3).

Одинарная продольная балка подвешивалась по центру выработки к верхнякам каждой рамы крепи с помощью двух удлиненных металлических крючьев с диаметром поперечного сечения 0,024 м, одной металлической планки и двух гаек (рис. 3).

Для устранения перекосов замков крепи и вредного воздействия коррозии периодически производилась смазка и обтяжка

крючьев. При отсутствии плотного примыкания балки к верхняку крепи между ними устанавливалась деревянная прокладка.

Вентиляционный штрек 11-й восточной лавы пласта  $k_3$  проводился вприсечку к погашенному транспортному штреку 10-й восточной лавы пласта  $k_3$  с оставлением угольного целика шириной 2–4 м (рис. 4, 5). Вынимаемая мощность пласта составляла 1,5–1,65 м.

Вентиляционный штрек проводился буровзрывным способом с опережением лавы на 2,0 м.

Породы непосредственной кровли выработки были представлены слоистым, трещиноватым, весьма неустойчивым и отслаивающимся глинистым сланцем (рис. 1), который размокал из-за проникновения воды по трещинам с вышележащего штрека. Выработка на большом протяжении проводилась и поддерживалась в зоне опорного остаточного давления от ранее отработанной 10-й восточной лавы пласта  $k_3$  (рис. 5).

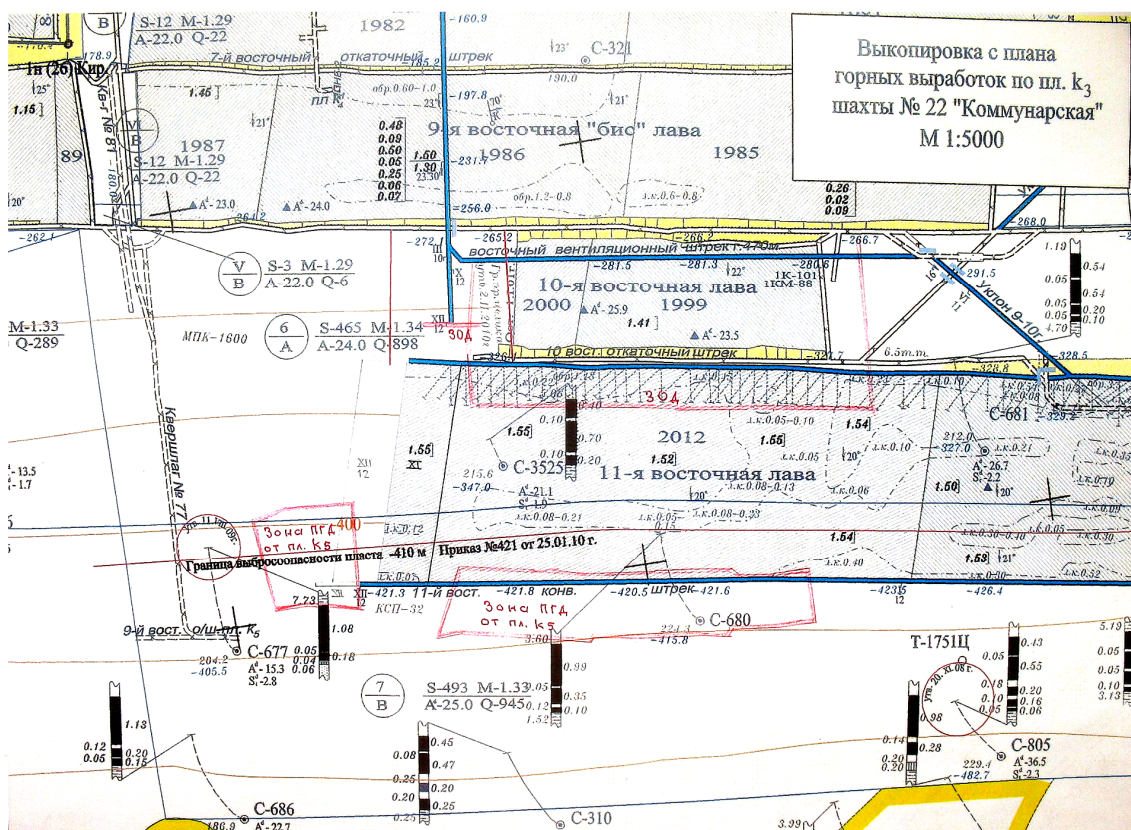


Рисунок 4 — Схема расположения 11-й восточной лавы пласта  $k_3$  на плане горных выработок

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

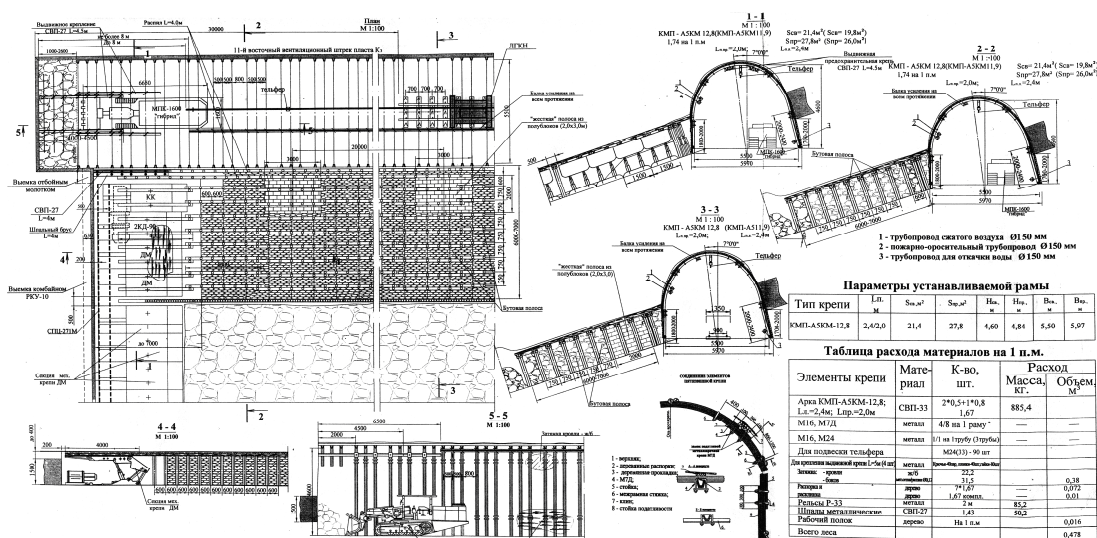


Рисунок 5 — Схема сопряжения вентиляционного штрека с 11-й восточной лавой пласта k<sub>3</sub>

Вентиляционный штрек крепился металлической овоидной крепью КМП-А5КМ-12,8 (КМП-А5КМ-11,9) с комбинированным шагом установки рам основной крепи. Три рамы крепи устанавливались с расстоянием между ними по 0,5 м, а между 3-й и 4-й рамами расстояние равнялось 0,8 м. При этом плотность установки рам крепи по простиранию пласта составляла 1,74 рам/м (рис. 4). Сечение выработки в проходке —  $S_{пр} = 26,0 \text{ м}^2$ , в свету до осадки —  $S_{св} = 19,8 \text{ м}^2$  и после осадки —  $S_{пр} = 11,9 \text{ м}^2$ . Кровля затягивалась бетонной затяжкой, а бока выработки — металлической сетчатой и деревянной (распил диаметром 0,12 м) затяжкой.

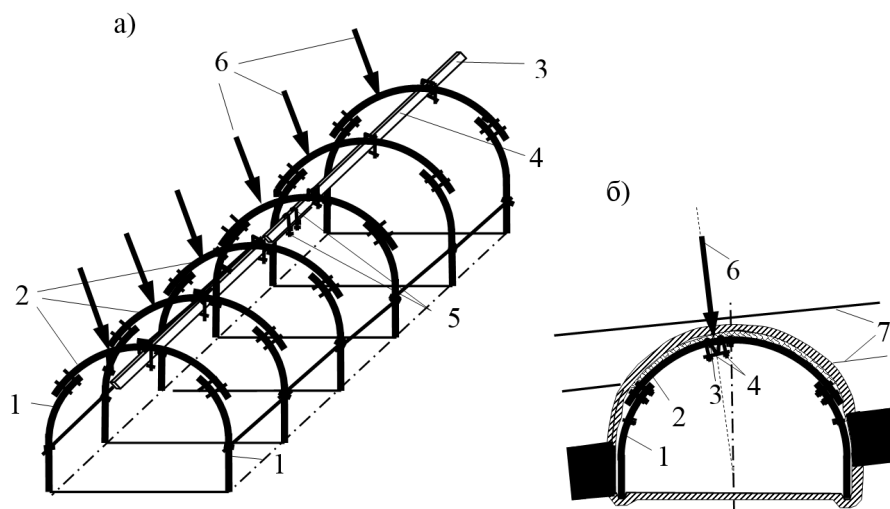
Охрана вентиляционного штрека производилась бутовой полосой шириной 6–7,0 м по падению пласта (рис. 5), которая возводилась вручную из породы от проведения штрека. Порода из забоя штрека подавалась к закладочной дороге ковшом породопогрузочной машины МПК-1600 «Гибрид». Для обеспечения поперечной жесткости бутовой полосы в ней непосредственно на бровке лавы на расстоянии 0,4 м от стоек арочной крепи сооружались опорные целики из породных полублоков с размерами 3,0 м по простиранию и 2,0 м по падению пласта. Шаг возведения этих целиков по простиранию пласта составлял 20,0 м. Бутовая поло-

са по падению пласта оконтуривалась одним рядом деревянной органной крепи из стоек диаметром 0,16–0,18 м (рис. 5).

Для обеспечения устойчивости рам основной крепи, имеющих эллиптическую или овоидную форму, вертикальная ось каждой рамы была наклонена в поперечном сечении в сторону падения пласта на угол в среднем до 7°. Для этого стойка основной крепи со стороны лавы устанавливалась вертикально, а противоположная стойка со стороны присечного целика наклонялась по падению пласта на угол 14° (рис. 5).

Для обеспечения устойчивости арочной крепи в вентиляционном штреке 11-й восточной лавы пласта k<sub>3</sub> применялась односторонняя продольно-балочная крепь усиления (рис. 6), которая прошла успешную проверку на ряде шахт Донбасса [4–8].

Продольная балка была выполнена из спецпрофиля СВП-27 в виде отрезков длиной по 3,5 м и подвешивалась на двух крючьях диаметром 0,024 м к каждому верхнему основному элементу крепи выработки. Отрезки балки по длине выработки соединялись внахлест на 0,5 м двумя стандартными скобами с планками и гайками (рис. 5). Отставание усиливающей крепи от забоя штрека составляло не более 8,0 м.



1 — стойки рам основной крепи; 2 — верхняки крепи; 3 — продольные балки усиливающей крепи; 4 — скобы для подвешивания балки к верхнякам крепи; 5 — скобы с планками и гайками для связи отрезков балки; 6 — направление вектора максимального горного давления на раму крепи; 7 — плоскости напластования пород кровли

Рисунок 6 — Схема расположения одинарной продольно-балочной крепи усиления по длине подготовительной выработки (а) и в ее поперечном сечении (б)

При таком симметричном расположении комплектов основной крепи относительно вектора максимальных нагрузок обеспечивалось симметричное расположение замков основной крепи относительно напластования пород и создавались благоприятные условия для их работы за счет равномерного распределения нагрузки по контуру крепи.

*Вентиляционный штрек 11-й восточной лавы пласта  $k_5$*  проводился по завалу бывшего транспортного штрека 10-й восточной лавы пласта  $k_5$  в зоне опорного давления от ранее отработанной 10-й бис восточной лавы пласта  $k_5$ . Проходческий забой вентиляционного штрека опережал лаву на расстояние до 15,0 м (рис. 7, 8).

Вынимаемая мощность пласта составляла 1,01–1,16 м. Породы непосредственной кровли пласта — трещиноватые, расщелившиеся и размокшие глинистые сланцы и реже песчаные сланцы, которые на больших участках простираения пласта представляли собой «ложную кровлю».

Охрана выработки осуществлялась жесткой полосой из породных полублоков с шириной полосы по падению пласта 2,0 м.

Промежуток шириной 0,6 м между затяжкой основной крепи и полосой из породных полублоков на бровке лавы закладывается рядовой породой (рис. 8).

Однобалочная продольная крепь усиления из прямолинейных отрезков СВП-27 длиной по 3,5 м подвешивалась к верхняку каждого комплекта арочной крепи на двух металлических крючьях диаметром 0,024 м по центру выработки. Отрезки балки соединялись между собой внахлест на 0,5 м двумя стандартными скобами. Отставание усиливающей крепи усиления от забоя штрека составляло не более 4,0 м. В зоне интенсивных смещений боковых пород на сопряжении штрека с лавой на участке выработки длиной по 5–10 м в обе стороны от окна лавы устанавливалась дополнительная продольная балка на расстоянии 0,8 м выше замковых соединений крепи в комбинации со стойкой крепи усиления (рис. 8).

Для выполнения замеров в трех рассматриваемых вентиляционных штреках были сооружены контурные наблюдательные станции из 4-х попарно соосных реперов — в кровле-почве и в боках выработки (рис. 9).



НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

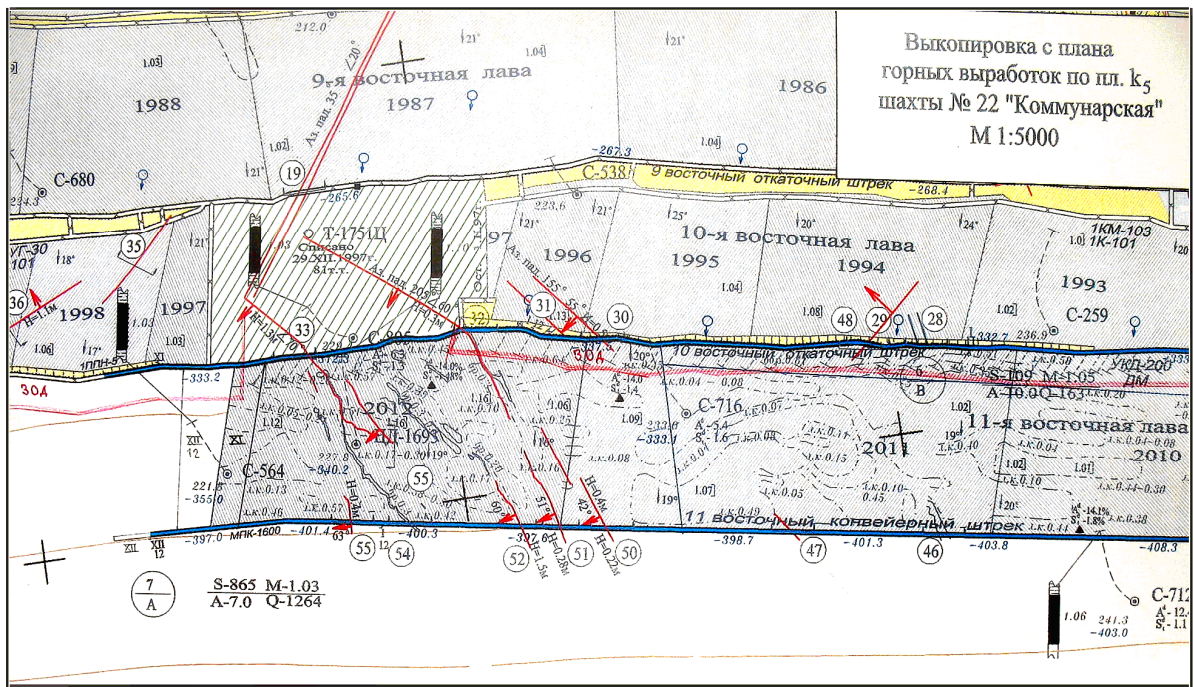


Рисунок 7 — Схема расположения 11-й восточной лавы пласта к<sub>5</sub> на плане горных выработок

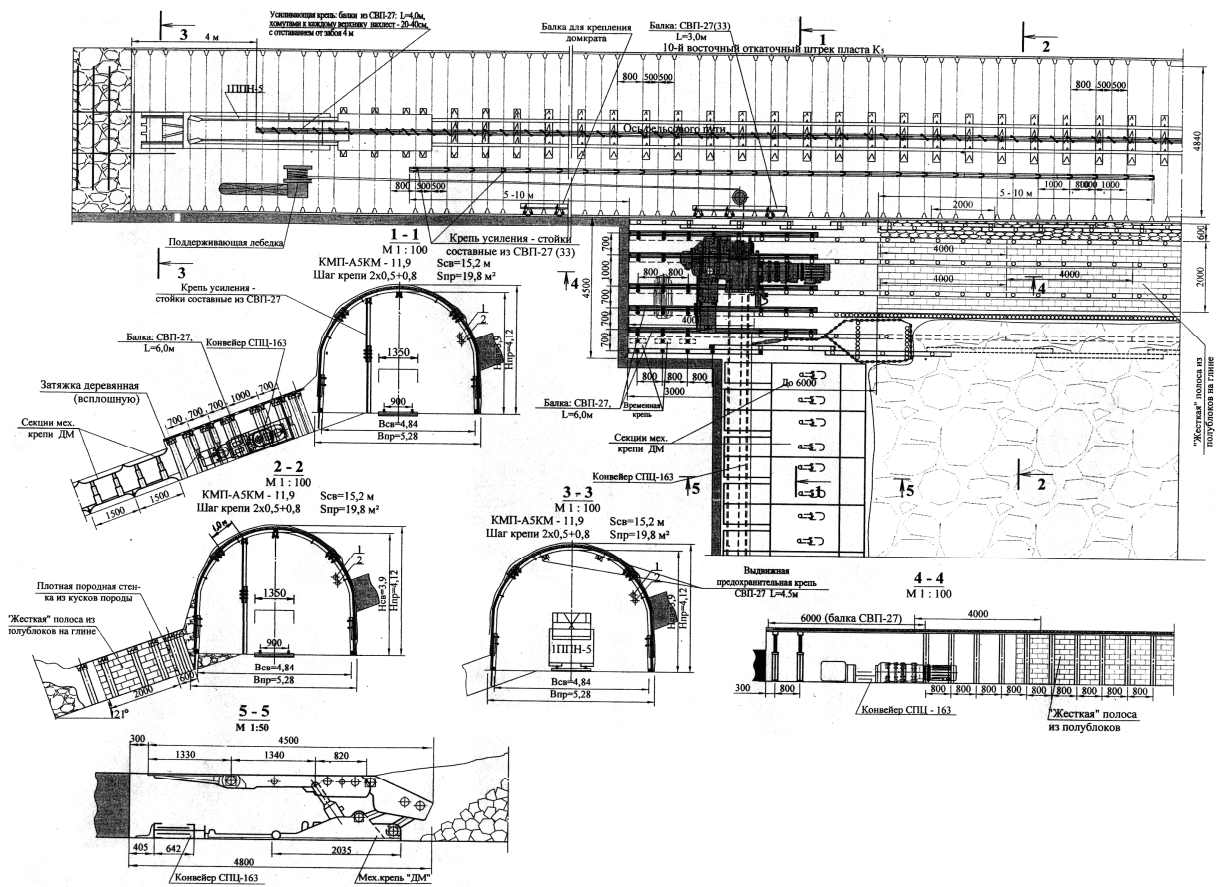
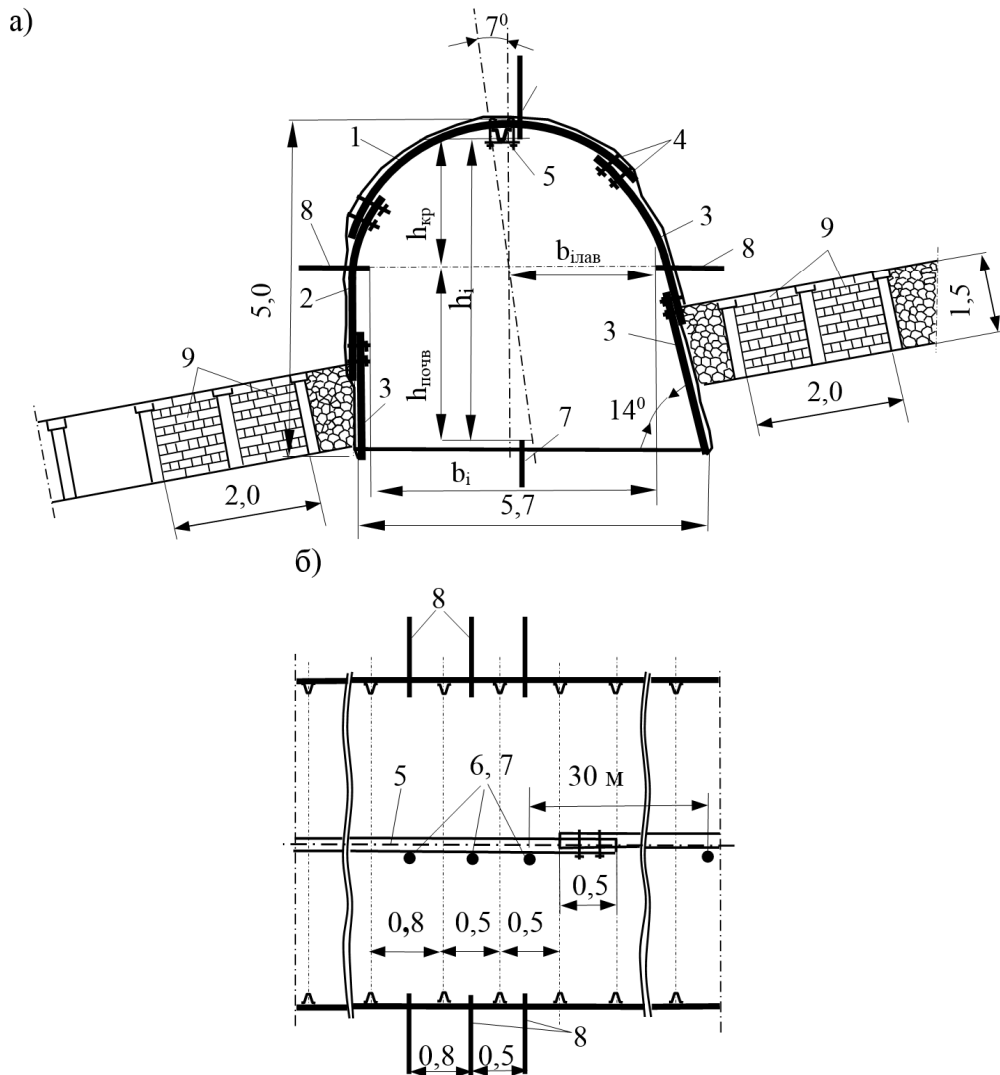


Рисунок 8 — Схема сопряжения вентиляционного штрака с 11-й восточной лавой пласта к<sub>5</sub>

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ



1 — верхняк крепи; 2, 3 — соответственно вертикальная и наклонная стойки овоидной крепи; 4 — замки крепи; 5 — продольная балка крепи усиления; 6, 7 — соответственно верхний и нижний контурные реперы; 8 — боковые реперы; 9 — жесткая опорная полоса из породных полублоков на бровке лавы

Рисунок 9 — Схема расположения контурной замерной станции в вентиляционном штреке 11-х восточных лав пласта  $k_3$  в разрезе (а) и плане (б) выработки при расположении одной балки из СВП-27 по центру верхняка овоидной крепи

Верхний репер устанавливался посередине выработки между двумя соседними верхняками. Боковые контурные реперы устанавливались в средней части выработки и между боковыми стойками крепи на высоте 1,6 м от почвы выработки. Эти реперы представляли собой металлические стержни длиной 0,3 м и диаметром 0,024 м, которые фиксировались в коротких шпурах деревянными клиньями. Для измерения отдельных значений смещений пород

кровли, почвы и обоих боков выработки в верхних и боковых реперах были просверлены отверстия для фиксации измерительной рулетки и резиновой нити. Нижний репер устанавливался по почве в середине выработки соосно с верхним репером. Он представлял собой металлический стержень диаметром 0,024 м и длиной 0,25 м, который забивался в почву таким образом, чтобы его верхний конец был на 6–8 см ниже контура почвы. Контурная станция

**НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ**

сооружалась на трех соседних рамах основной крепи на расстоянии до 2,0 м от проходческого забоя штрека.

Замеры смещений производились с частотой: каждый день на участке от проходческого забоя до расстояния 40 м за очистным забоем, 3 раза в неделю на участке от 40 до 80 м вслед за лавой и один раз в неделю на расстоянии до 160 м за лавой.

Общий вид одинарной продольно-балочной крепи усиления, установленной в вентиляционных штреках, представлен на фотографиях рисунка 10.

По результатам выполненных замеров были построены графики вертикальных смещений вмещающих пород, представленные на рисунке 11. При этом максимальные общие вертикальные смещения пород кровли и почвы были установлены для вентиляционного штрека пласта  $k_5$  (рис. 8), проводимого с опережением лавы на 15 м, а минимальные смещения были получены в вентиляционном штреке пласта  $k_2$ , проводимом вслед за лавой с отставанием проходческого забоя от лавы на 6–8 м.

С уменьшением величины опережения между забоями штрека и лавы наблюдалось существенное снижение вертикальных смещений боковых пород [7, 8].

Для удобства анализа результатов выполненных инструментальных наблюдений все замеры смещений были сведены в таблицу 1, в которой дополнительно приведены промежуточные вертикальные смещения вмещающих пород на контуре вентиляционных штреков угольных пла-

стов  $k_2$ ;  $k_3$  и  $k_5$  на расстоянии 40 и 80 м вслед за лавой.

Общие вертикальные смещения боковых пород вентиляционного штрека пласта  $k_5$  на сопряжении с лавой составили 0,35 м, а на расстоянии 160 м за лавой — 3,1 м, т. е. возросли на 2,75 м или в 8,85 раза. Вертикальные смещения кровли вентиляционного штрека пласта  $k_5$  без применения и при использовании однобалочной крепи усиления на сопряжении лавы составили соответственно 0,23 м и 0,15 м, а на расстоянии 160 м за лавой эти смещения были равны 1,88 м и 1,2 м, т. е. они возросли соответственно на 1,65 и 1,05 м или в 8,17 и 6,67 раза.

Общие вертикальные смещения боковых пород вентиляционного штрека пласта  $k_3$  на расстоянии 160 м за лавой составили 2,55 м, т. е. снизились на 0,55 м или в 1,22 раза по сравнению со смещениями пород пласта  $k_5$ . Вертикальные смещения вмещающих пород вентиляционного штрека пласта  $k_3$  на сопряжении с лавой были незначительны, т. к. опережение забоя штрека составляло всего лишь 2,0 м. На расстоянии 160 м за лавой вертикальные смещения пород вентиляционного штрека пласта  $k_3$  без применения и при использовании однобалочной крепи усиления соответственно составили 1,43 м и 0,9 м, что на 0,45 м и 0,3 м или в 1,31 и 1,33 раза меньше смещений боковых пород вентиляционного штрека пласта  $k_5$ , а также были меньше общих смещений кровли и почвы штрека пласта  $k_3$  соответственно на 1,12 и 1,65 м или в 1,78 и 2,83 раза.

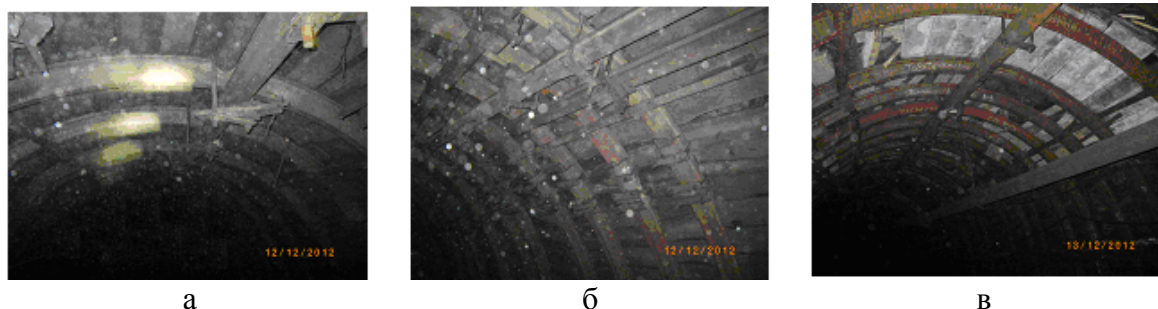


Рисунок 10 — Общий вид одинарной продольно-балочной крепи усиления в вентиляционных штреках 11-х восточных лав пластов:  $k_2$  — (а);  $k_3$  — (б) и  $k_5$  — (в)

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

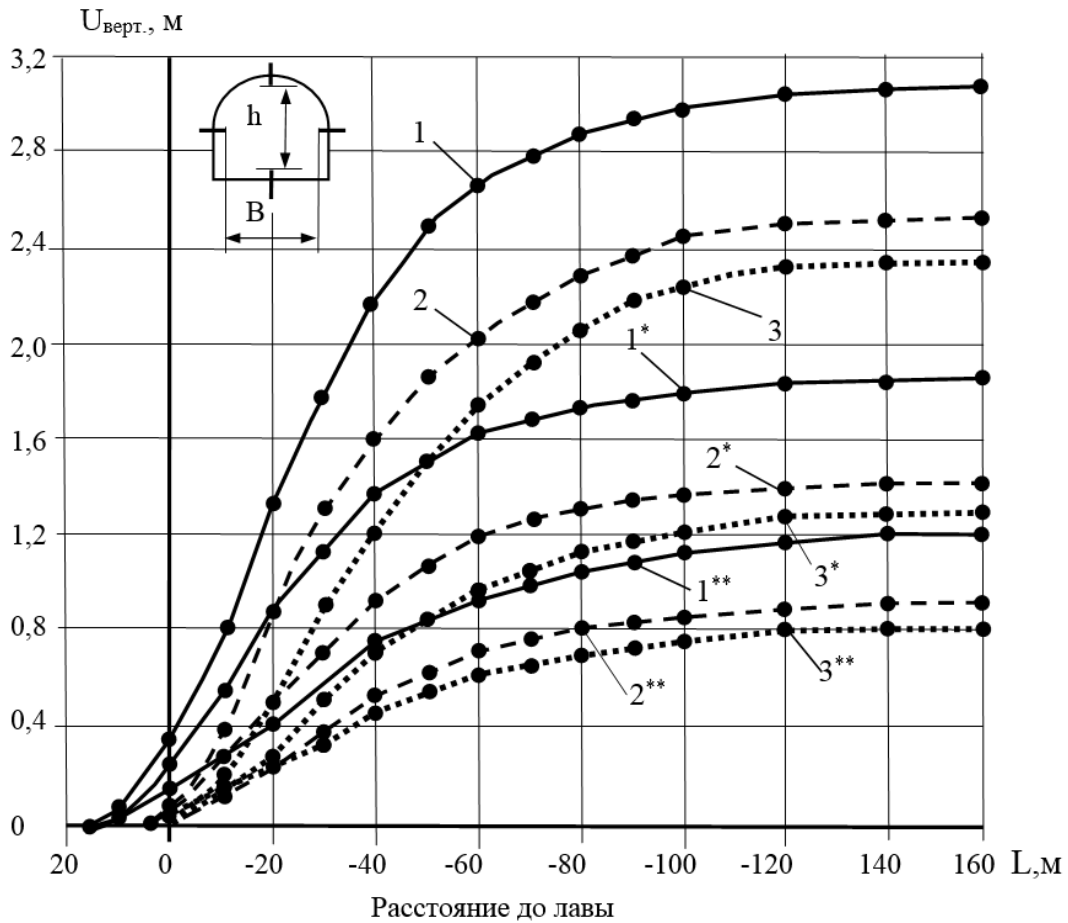


Рисунок 11 — Графики зависимости общих вертикальных смещений (1, 2, 3) и смещений кровли вентиляционных штреков 11-х восточных лав от расстояния до очистного забоя без применения (1\*, 2\*, 3\*) и при использовании одинарной продольно-балочной крепи усиления (1\*\*, 2\*\*, 3\*\*) для пластов соответственно  $k_5$ ,  $k_3$  и  $k_2$

Таблица 1

Результаты замеров вертикальных смещений пород на контуре вентиляционных штреков

№/№	Опережение лавы забоем штрека	Смещения вмещающих пород, м							
		Сопряжение лавы		40 м за лавой		80 м за лавой		160 м за лавой	
		$U_{сопр}$	$k = U_i/U_m$	$U_{40}$	$k = U_i/U_m$	$U_{80}$	$k = U_i/U_m$	$U_{160}$	$k = U_i/U_m$
Вентиляционный штрек 11-й восточной лавы пласта $k_5$ (опережение лавы +15 м)									
1	$U_{1общ}$	0,35	1	2,18	1	2,81	1	3,1	1
2	$U_{1кр}$	0,23	1,52	1,12	1,95	1,7	1,65	1,88	1,65
3	$U_{1кр с 1 балк.}$	0,15	2,33	0,76	2,87	1,05	2,68	1,2	2,59
Вентиляционный штрек 11-й восточной лавы пласта $k_3$ (опережение лавы +2 м)									
1	$U_{2общ}$	0,08	1	1,6	1	2,3	1	2,55	1
2	$U_{2кр}$	0,05	1,6	0,94	1,7	1,3	1,77	1,43	1,78
3	$U_{2кр с 1 балк.}$	0,02	4,0	0,5	3,2	0,8	2,88	0,9	2,83
Вентиляционный штрек 11-й восточной лавы пласта $k_2$ (отставание от лавы -6-8)									
1	$U_{3общ}$	-	-	1,2	1	2,07	1	2,37	1
2	$U_{3кр}$	-	-	0,72	1,67	1,14	1,82	1,3	1,82
3	$U_{3кр с 1 балк.}$	-	-	0,45	2,67	0,7	2,96	0,80	2,96



Общие вертикальные смещения пород кровли и почвы для вентиляционного штрека пласта  $k_2$  на расстоянии 160 м, составили 2,37 м, что было на 0,73 и 0,18 м или в 1,31 и 1,8 раза меньше, чем общие вертикальные смещения пород на контуре вентиляционных пластов соответственно  $k_5$  и  $k_3$ . Общие вертикальные смещения пород кровли вентиляционного штрека пласта  $k_2$  без применения и при использовании однобалочной крепи усиления на расстоянии 160 м вслед за лавой составили соответственно 1,3 и 0,8 м, что было на 1,07 и 1,57 м или в 1,82 и 2,96 раза меньше, чем общие вертикальные смещения кровли и почвы вентиляционного штрека пласта  $k_2$ .

Анализ полученных результатов показывает, что при традиционной технологии поддержания и охраны вентиляционных штреков величина конечных вертикальных смещений кровли в общей конвергенции вмещающих пород для пластов  $k_5$ ,  $k_3$  и  $k_2$  была снижена соответственно на 1,22, 1,12 и 1,07 м или в 1,65, 1,78 и 1,82 раза. Применение однобалочной крепи усиления в вентиляционных штреках рассматриваемых пластов позволило снизить эти значения соответственно на 1,9, 1,65 и 1,57 м или в 2,59, 2,83 и 2,96 раза.

Следует также отметить, что в общей величине смещений кровли и почвы вентиляционных штреков рассматриваемых угольных пластов при традиционной технологии их поддержания на долю смеще-

ний пород кровли пласта  $k_5$  приходилось 1,22 м (60,6 %) при опережении лавы, равном 15 м; 1,12 м (56,1 %) для пласта  $k_3$  при опережении, равном 2,0 м и 1,07 м (54,8 %) для пласта  $k_2$  при отставании забоя штрека от лавы на 6–8,0 м. Кроме того, при использовании одинарной продольно-балочной крепи смещения пород кровли были в 1,57, 1,59 и 1,6 раза меньше, чем аналогичные смещения кровли без применения продольно-балочной связи рам крепи в выработках пластов соответственно  $k_5$ ,  $k_3$  и  $k_2$ .

**Выводы.** Выполненные наблюдения за смещениями вмещающих пород на контуре вентиляционных штреков 11-х восточных лав шахты «Коммунарская» позволили установить, что применяемый на шахте способ охраны комбинированными опорными конструкциями при использовании одинарной продольно-балочной связи комплектов основной крепи КМП-А5КМ-12,8 по длине штреков обеспечивает их устойчивое состояние на весь срок службы выработки.

Это позволяет сделать вывод о том, что данный комбинированный способ обеспечения устойчивости вентиляционных штреков при проведении их вслед за лавой является наиболее целесообразным и эффективным для применения в рассматриваемых условиях и обеспечивает снижение вертикальных смещений пород кровли в 1,6 раза по сравнению с традиционной технологией поддержания.

#### Список источников

1. Черняк И. Л. *Повышение устойчивости подготовительных выработок*. М. : Недра, 1993. 256 с.
2. Черняк И. Л., Ярунин С. А. *Управление состоянием массива горных пород*. М. : Недра, 1995. 395 с.
3. Литвинский Г. Г., Гайко Г. И., Кулдыркаев М. И. *Стальные рамные крепи горных выработок*. К. : Техника, 1999. 216 с.
4. Соловьев Г. И. *О результатах опытно-промышленной проверки эффективности способа продольно-жесткого усиления арочной крепи выемочных выработок глубоких шахт // Геотехнічна механіка : міжвідомчий збірник наукових праць*. 2005. Вип. 61. С. 274–284.
5. Соловьев Г. И. *Определение параметров продольно-жесткой крепи усиления выемочных выработок глубоких шахт // Геотехнічна механіка : міжвідомчий збірник наукових праць*. 2006. Вип. 64. С. 157–171.



6. Соловьев Г. И. Особенности физической модели самоорганизации боковых пород на контуре выемочной выработки при продольно-жестком усилении арокной крепи // *Научный вестник НГУ*. 2006. № 1. С. 11–18.

7. Обеспечение устойчивости вентиляционных штреков при сплошной системе разработки / Г. И. Соловьев, В. Ф. Формос, Ф. А. Панин, С. В. Чуяшенко // *Проблемы горного давления*. 2017. № 1 (32). С. 32–45.

8. Соловьев Г. И. Влияние продольно-балочной связи комплектов арокной крепи на устойчивость выемочных выработок глубоких шахт // *Проблемы горного давления*. 2019. № 1–2 (36–37). С. 33–44.

© Чуяшенко С. В.

© Соловьев Г. И., Петренко Ю. А.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц., каф. ГиБП ДонГТУ Леоновым А. А., д.т.н., проф., каф. РМПИ ДонНТУ Новиковым А. О.*

Статья поступила в редакцию 11.11.2024.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**Чуяшенко Сергей Владиславович**, управляющий филиалом  
Филиал № 2 «Шахтоуправление „Донбасс“» Донецкого металлургического завода,  
г. Макеевка, Россия

**Соловьев Геннадий Иванович**, канд. техн. наук, доцент каф. разработки месторождений  
полезных ископаемых  
Донецкий национальный технический университет,  
г. Донецк, Россия,  
e-mail: gisoloviev1@gmail.com

**Петренко Юрий Анатольевич**, д-р техн. наук, профессор, зав. каф. разработки  
месторождений полезных ископаемых  
Донецкий национальный технический университет,  
г. Донецк, Россия

**Chuyashenko S. V.** (Branch № 2 “Mine office ‘Donbass’” of the Donetsk Iron-and-Steel Works, Makeevka, Russia), \***Solov’ev G. I., Petrenko Yu. A.** (Donetsk National Technical University, Donetsk, Russia, \*e-mail: gisoloviev1@gmail.com)

#### PECULIARITIES OF MAINTAINING THE PRELIMINARY DEVELOPMENT OF DEEP MINES BY COMBINED SUPPORT STRUCTURES

The paper presents results of applying the combined support structures and single longitudinal-beam reinforcement to ensure the stability of ventilation drifts of formations  $k_2$ ,  $k_3$  and  $k_5$  of the mine “Kommunarskaya” of PAO “Mine office ‘Donbass’” in using a continuous mining system.

**Key words:** mine pressure, windway, arch lining, rock shift, bearing support, longitudinal beam strengthening, stability of excavation workings.

#### References

1. Chernyak I. L. *Improvement of stability of preliminary developments [Povyshenie ustojchivosti podgotovitel’nyh vyrabotok]*. M. : Nedra, 1993. 256 p. (rus)
2. Chernyak I. L., Yarunin S. A. *Management of rock mass condition [Upravlenie sostoyaniem massiva gornyh porod]*. M. : Nedra, 1995. 395 p. (rus)
3. Litvinskiy G. G., Gajko G. I., Kuldyrkaev M. I. *Steel frame fasteners of mine workings [Stal’nye ramnye krepі gornyh vyrabotok]*. K. : Tekhnika, 1999. 216 p. (rus)

4. Solov'ev G. I. Results for the experimental and industrial testing of method efficiency for longitudinal reinforcement of axial support of the excavation workings of deep mines [O rezul'tatah opytно-promyshlennoj proverki effektivnosti sposoba prodol'no-zhestkogo usileniya arochnoj krepі vyemochnyh vyrabotok glubokih shaht]. *Geotekhnicheskaya Mekhanika*. 2005. Iss. 61. Pp. 274–284. (rus)

5. Solov'ev G. I. Determining the parameters of longitudinal-rigid support for reinforcement the excavation workings of deep mines [Opredelenie parametrov prodol'no-zhestkoj krepі usileniya vyemochnyh vyrabotok glubokih shaht]. *Geotekhnicheskaya Mekhanika*. 2006. Iss. 64. Pp. 157–171. (rus)

6. Solov'ev G. I. Peculiarities of the physical model of self-organization of lateral rocks on the contour of the excavation at longitudinal rigid reinforcement of the arch support [Osobennosti fizicheskoj modeli samoorganizacii bokovyh porod na konture vyemochnoj vyrabotki pri prodol'no-zhestkom usilenii arochnoj krepі]. *Scientific Bulletin of National Mining University*. 2006. No. 1. Pp. 11–18. (rus)

7. Solov'ev G. I., Formos V. F., Panin F. A., Chuyashenko S. V. Ensuring the stability of ventilation drifts in continuous mining systems [Obespechenie ustojchivosti ventilyacionnyh shtrekov pri sploshnoj sisteme razrabotki]. *Problemy gornogo davleniya*. 2017. No. 1 (32). Pp. 32–45. (rus)

8. Solov'ev G. I. Influence of longitudinal-beam brace of arch support sets on the stability of excavation workings of deep mines [Vliyanie prodol'no-balochnoj svyazi komplektov arochnoj krepі na ustojchivost' vyemochnyh vyrabotok glubokih shaht]. *Problemy gornogo davleniya*. 2019. No. 1–2 (36–37). Pp. 33–44. (rus)

#### INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

**Chuyashenko Sergei Vladislavovich**, Branch manager

Branch № 2 “Mine office ‘Donbass’” of the Donetsk Iron-and-Steel Works  
Makeevka, Russia

**Solov'ev Gennady Ivanovich**, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Mineral Deposits Development

Donetsk National Technical University,  
Donetsk, Russia,  
gisolovievI@gmail.com

**Petrenko Yuri Anatol'evich**, Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of the Department of Mineral Deposits Development

Donetsk National Technical University,  
Donetsk, Russia



**МЕТАЛУРГИЯ**

---

**METALLURGY**



**Яковченко А. В., Денищенко П. Н., \*Кравцова С. И.**  
Донбасский государственный технический университет  
\*E-mail: kravtsovasvetlaya@yandex.ru

## АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА НАПРЯЖЕНИЯ ТЕЧЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПРОЦЕССАХ ГОРЯЧЕЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ЗНАЧЕНИЯХ СТЕПЕНИ ДЕФОРМАЦИИ В ДИАПАЗОНЕ 0,05–0,5

Выполнен анализ точности методов Л. В. Андреюка и др., В. А. Николаева, В. И. Зюзина, В. С. Солода и др. расчета напряжения течения металла в процессах горячей пластической деформации при значениях степени деформации в диапазоне 0,05–0,5 по отношению к экспериментальным данным. Сравнительный анализ расчетных и экспериментальных данных для одних и тех же условий выполнен с учетом научно обоснованного выбора наиболее рациональных точек в области изменения значений факторов степени деформации, скорости деформации и температуры металла путем реализации планируемого эксперимента. Соответствующие экспериментальные значения напряжения течения металла определялись методом компьютерной сплайн-интерполяции экспериментальной информации.

**Ключевые слова:** напряжение течения металла, горячая пластическая деформация, степень деформации, скорость деформации, температура металла, планируемый эксперимент, сплайн-интерполяция экспериментальной информации.

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Напряжение течения металла является важной составляющей по влиянию на результаты расчетов напряженно-деформированного состояния металла и энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением. Основой при его определении является экспериментальная информация, которую получают на специальных испытательных машинах. В технической литературе, например [1 и др.], эта информация представлена виде кривых течения металла. Актуальность анализа известных методов расчета напряжения течения металла в процессах горячей пластической деформации при изменении значений степени деформации от 0,05 до 0,5 заключается в том, что методы [2–5] разработаны на базе экспериментальной информации, полученной в основном в указанном диапазоне. Сравнительный анализ расчетных и экспериментальных данных для одних и тех же условий, подготовленных на основе теории планируемого эксперимента и метода сплайн-интерполяции экспериментальной информации, а также компьютер-

ных программ [6], позволит судить о точности известных методов.

**Постановка задачи.** В работе поставлена задача выполнить анализ точности методов [2–5, 7] расчета напряжения течения металла в процессах горячей пластической деформации при значениях степени деформации в диапазоне 0,05–0,5 по отношению к экспериментальным данным.

**Изложение материала.** Результаты расчетов по методам Л. В. Андреюка и др. [2], В. А. Николаева [3], В. И. Зюзина [4], В. С. Солода и др. [5] и методу [7], предусматривающему расчет уточненных констант при определении термокинетических параметров в формуле расчета напряжения течения металла, представлены на рисунках 1–7 в окнах компьютерных программ. Расчеты напряжения течения металла осуществлялись в зависимости от степени деформации  $\epsilon$ , скорости деформации  $U$  и температуры  $T$ . На всех рисунках линией 2 показаны экспериментальные кривые, а линией 1 — расчетные.

Анализ напряженно-деформированного состояния металла в процессах обработки

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

металлов давлением в основном выполняются на базе конечно-элементного моделирования. При этом в конкретных точках очага деформации могут встречаться различные сочетания значений факторов  $\epsilon$ ,  $U$ ,  $T$ . Научно обоснованный выбор наиболее рациональных точек в области изменения факторов  $\epsilon$ ,

$U$ ,  $T$  выполнялся на основе реализации планируемого эксперимента. Соответствующие экспериментальные значения напряжения течения металла  $\sigma$  определялись путем компьютерной сплайн-интерполяции экспериментальной информации по методу, предложенному в работе [6].

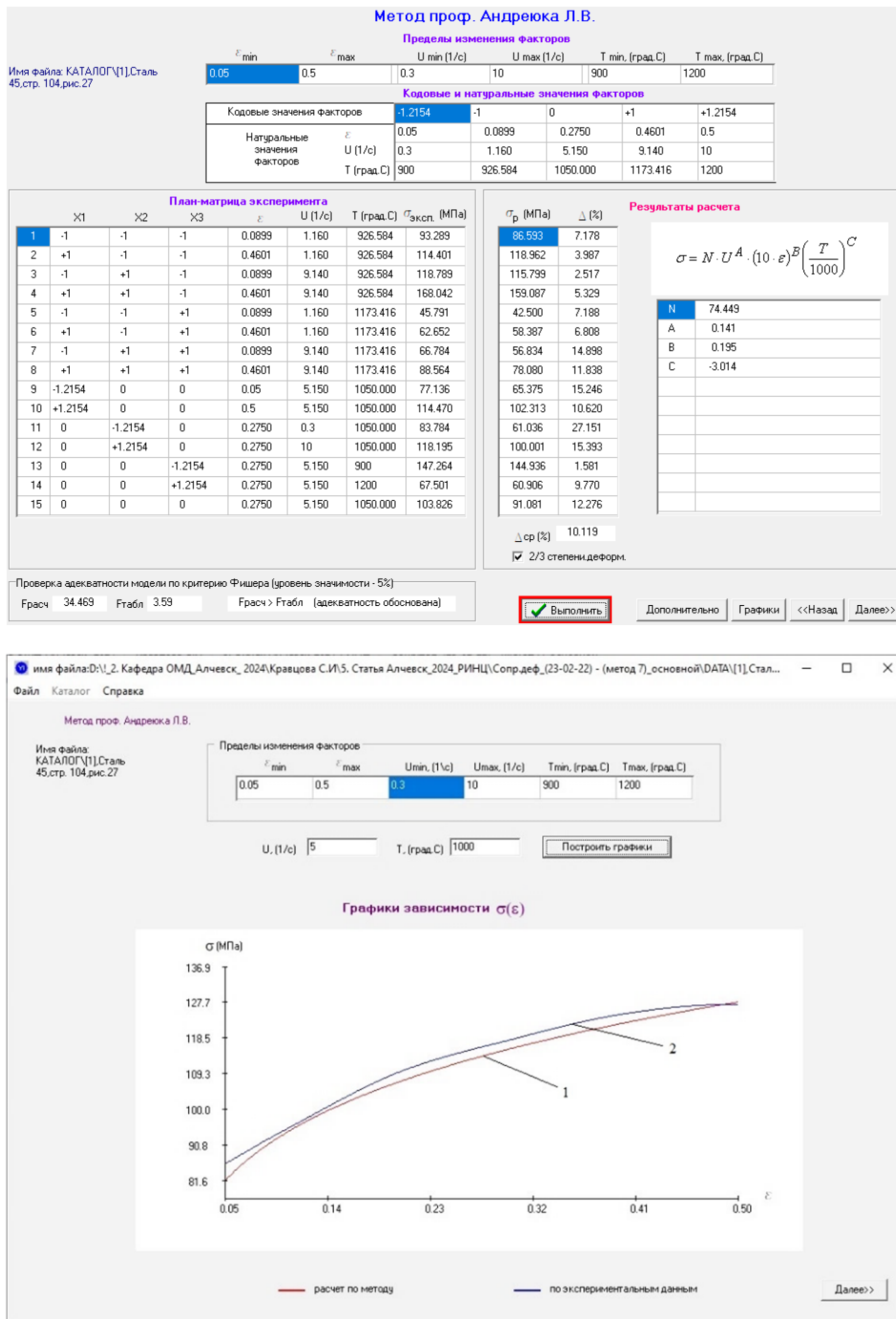


Рисунок 1 — Результаты анализа метода Л. В. Андреюка и др. [2]

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

**Метод проф. Николаева В.А.**

Имя файла: КАТАЛОГ\1\Сталь 45,стр. 104,рис.27

**Пределы изменения факторов**

$\varepsilon_{min}$	$\varepsilon_{max}$	U min (1/c)	U max (1/c)	T min, (град.С)	T max, (град.С)
0.05	0.5	0.3	10	900	1200

**Кодовые и натуральные значения факторов**

Кодовые значения факторов	-1.2154	-1	0	+1	+1.2154
Натуральные значения факторов	$\varepsilon$	U (1/c)	T (град.С)		
	0.05	0.3	900		
	0.0899	1.160	1050.000		
	0.2750	5.150	1173.416		
	0.4601	9.140	1200		
	0.5	10			

**План-матрица эксперимента**

	X1	X2	X3	$\varepsilon$	U (1/c)	T (град.С)	$\sigma_{эксп.}$ (МПа)
1	-1	-1	-1	0.0899	1.160	926.584	93.289
2	+1	-1	-1	0.4601	1.160	926.584	114.401
3	-1	+1	-1	0.0899	9.140	926.584	118.789
4	+1	+1	-1	0.4601	9.140	926.584	168.042
5	-1	-1	+1	0.0899	1.160	1173.416	45.791
6	+1	-1	+1	0.4601	1.160	1173.416	62.652
7	-1	+1	+1	0.0899	9.140	1173.416	66.784
8	+1	+1	+1	0.4601	9.140	1173.416	88.564
9	-1.2154	0	0	0.05	5.150	1050.000	77.136
10	+1.2154	0	0	0.5	5.150	1050.000	114.470
11	0	-1.2154	0	0.2750	0.3	1050.000	83.784
12	0	+1.2154	0	0.2750	10	1050.000	118.195
13	0	0	-1.2154	0.2750	5.150	900	147.264
14	0	0	+1.2154	0.2750	5.150	1200	67.501
15	0	0	0	0.2750	5.150	1050.000	103.826

**Результаты расчета**

$\sigma_r$ (МПа)	$\Delta$ (%)	$K_U$	$K_\varepsilon$	$K_T$
87.041	6.697	1	1.168	0.996
124.546	8.868	2	1.168	1.426
100.868	15.086	3	1.168	0.996
144.331	14.110	4	1.168	1.426
45.570	0.484	5	0.612	0.996
65.205	4.074	6	0.612	1.426
52.808	20.927	7	0.612	0.996
75.563	14.680	8	0.612	1.426
65.935	14.522			
103.498	9.585			
63.338	24.404			
102.365	13.393			
133.956	9.037			
60.341	10.607			
93.572	9.876			

$\sigma = \sigma_0 \cdot K_U \cdot K_\varepsilon \cdot K_T$

$\sigma_0 = 80 + 25 \cdot \left\{ 1 - \left[ \frac{5 - N_1}{4.5} \right]^{1.8} \right\}$

$N_1$  1.430       $\sigma_0$  88.520

$\Delta_{ср}$  (%) 11.757

Проверка адекватности модели по критерию Фишера (уровень значимости - 5%)  
 Грачс 17.802    Фгабл 3.59    Грачс > Фгабл (адекватность обоснована)

? Справка

Имя файла: D:\1\_2. Кафедра ОМД\_Алчевск\_2024\Кравцова С.И\5. Статья Алчевск\_2024\_РИНЦ\Сопр.деф\_(23-02-22) - (метод 7)\_основной\DATA\1\Сталь...

**Пределы изменения факторов**

$\varepsilon_{min}$	$\varepsilon_{max}$	Umin, (1/c)	Umax, (1/c)	Tmin, (град.С)	Tmax, (град.С)
0.05	0.5	0.3	10	900	1200

U, (1/c)     T, (град.С)    

**Графики зависимости  $\sigma(\varepsilon)$**

— расчет по методу      — по экспериментальным данным

Рисунок 2 — Результаты анализа метода В. А. Николаева [3]



Авторы работы [2] предложили формулу (1). Напряжение течения металла определяется в зависимости от степени, скорости деформации и температуры:

$$\sigma = S \cdot \sigma_0 \cdot U^A (10\varepsilon)^B (T/1000)^C, \quad (1)$$

где  $S, A, B, C$  — константы, определяемые для каждой марки стали на основе экспериментальной пластометрической информации;

$\sigma_0$  — базисное значение напряжения течения металла при постоянных значениях термомеханических факторов ( $\varepsilon=0,1, U=10 \text{ с}^{-1}, T=1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Химический состав материала учитывается через коэффициенты  $S, A, B, C$ .

Результаты анализа метода Л. В. Андreyока и др. для стали 45 [1] представлены на рисунке 1. Средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 10 %, при отдельных сочетаниях факторов  $\varepsilon, U, T$  она достигает 27 %.

Анализ метода [2] при изменении значений степени деформации от 0,05 до 0,5, выполненный для 25 марок конструкционных, инструментальных и нержавеющей сталей, показал, что средняя относительная погрешность составила 21 % (максимальная относительная погрешность для отдельных марок сталей равна 50 %).

Путем обработки экспериментальной информации разработан метод В. А. Николаева [3] расчета напряжения течения металла для семи групп сталей. Полученная формула (2) имеет следующий вид:

$$\sigma = \sigma_0 k_\varepsilon k_U k_T, \quad (2)$$

где  $k_\varepsilon, k_U, k_T$  — поправочные коэффициенты, учитывающие влияние степени деформации, скорости деформации и температуры.

Результаты анализа метода В. А. Николаева для стали 45 [1] представлены на рисунке 2. Средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 11 %, при отдельных сочетаниях факторов она достигает 24 %.

Анализ метода [3] при изменении значений степени деформации от 0,05 до 0,5,

выполненный для 25 марок конструкционных, инструментальных и нержавеющей сталей, показал, что средняя относительная погрешность составила 15 % (максимальная относительная погрешность для отдельных марок сталей равна 35 %).

Метод расчета напряжения течения металла (метод термомеханических коэффициентов), разработанный В. И. Зюзиным [4], позволяет расчленить многозначную функциональную зависимость  $\sigma=f(\varepsilon, U, T)$  на ряд зависимостей между тремя переменными (термомеханическими коэффициентами)  $k_\varepsilon, k_U$  и  $k_T$ :

$$k_\varepsilon = A_1 \varepsilon^{n_1}; k_U = A_2 U^{n_2}; k_T = A_3 e^{-n_3 T}, \quad (3)$$

где  $A_1, A_2, A_3, n_1, n_2, n_3$  — константы, зависящие от материала.

После подстановки функций (3) в формулу (2) с учетом константы  $A = \sigma_0 A_1 A_2 A_3$  получена широко известная формула для расчета напряжения течения металла, предложенная в методе В. И. Зюзина:

$$\sigma = \frac{A \varepsilon^{n_1} U^{n_2}}{e^{n_3 T}}. \quad (4)$$

Результаты анализа метода В. И. Зюзина [4] для стали 45 [1] представлены на рисунке 3. Средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 5 %, при отдельных сочетаниях факторов она достигает 15 %.

Анализ метода [4] при изменении значений степени деформации от 0,05 до 0,5, выполненный для 25 марок конструкционных, инструментальных и нержавеющей сталей, показал, что средняя относительная погрешность составила 5 % (максимальная относительная погрешность для отдельных марок сталей равна 15 %).

В методах [2] и [3] формулы и, соответственно, входящие в них константы используются для групп марок сталей. В методе [4] константы определяются для одной конкретной марки стали. Этим можно объяснить их более высокую точность.

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

**Аппроксимация экспериментальной информации на основе формулы проф. Зюзина В.И.**

Имя файла: КАТАЛОГ\1\Сталь 45, стр. 104, рис.27

Пределы изменения факторов						
$\varepsilon_{\min}$	$\varepsilon_{\max}$	U min (1/c)	U max (1/c)	T min, (град.С)	T max, (град.С)	
0.05	0.5	0.3	10	900	1200	

Кодовые и натуральные значения факторов						
Кодовые значения факторов	$\varepsilon$	U (1/c)	T (град.С)	$\sigma_{\text{эксп}}$ (МПа)		
-1.2154	0.05	0.3	900	93.289		
-1	0.0899	1.160	926.584	118.789		
0	0.2750	5.150	1050.000	147.264		
+1	0.4601	9.140	1173.416	173.136		
+1.2154	0.5	10	1200	188.826		

План-матрица эксперимента							
	X1	X2	X3	$\varepsilon$	U (1/c)	T (град.С)	$\sigma_{\text{эксп}}$ (МПа)
1	-1	-1	-1	0.0899	1.160	926.584	93.289
2	+1	-1	-1	0.4601	1.160	926.584	114.401
3	-1	+1	-1	0.0899	9.140	926.584	118.789
4	+1	+1	-1	0.4601	9.140	926.584	168.042
5	-1	-1	+1	0.0899	1.160	1173.416	45.791
6	+1	-1	+1	0.4601	1.160	1173.416	62.652
7	-1	+1	+1	0.0899	9.140	1173.416	66.784
8	+1	+1	+1	0.4601	9.140	1173.416	88.564
9	-1.2154	0	0	0.05	5.150	1050.000	77.136
10	+1.2154	0	0	0.5	5.150	1050.000	114.470
11	0	-1.2154	0	0.2750	0.3	1050.000	83.784
12	0	+1.2154	0	0.2750	10	1050.000	118.195
13	0	0	-1.2154	0.2750	5.150	900	147.264
14	0	0	+1.2154	0.2750	5.150	1200	67.501
15	0	0	0	0.2750	5.150	1050.000	103.826

Результаты расчета	
$\sigma_p$ (МПа)	$\Delta$ (%)
94.917	1.745
127.640	11.573
122.649	3.249
164.933	1.850
50.309	9.867
67.654	7.984
65.008	2.659
87.420	1.291
74.758	3.083
113.521	0.829
71.558	14.592
110.601	6.425
149.801	1.722
69.252	2.594
101.853	1.900

$$\sigma = \frac{A \cdot \varepsilon^{n1} \cdot U^{n2}}{e^{n3} \cdot T}$$

A	1682.792987366253780
n1	0.181420841643450
n2	0.124173842902655
n3	0.002571838867067

$\Delta$  ср (%) 4.758

Мак. число итераций: 300, Выполнено: 8

Проверка адекватности модели по критерию Фишера (уровень значимости - 5%)  
 Грасс 118.796    Fтабл 3.59    Грасс > Fтабл (адекватность обоснована)

Имя файла: D:\2. Кафедра ОМД\_Алчевск\_2024\Кравцова С.И\5. Статья Алчевск\_2024\_РИНЦ\Сопр.деф.(23-02-22) - (метод 7)\_основной\DATA\1\1,Стал...

Аппроксимация экспериментальной информации на основе формулы проф. Зюзина В.И.

Имя файла: КАТАЛОГ\1\Сталь 45, стр. 104, рис.27

Пределы изменения факторов						
$\varepsilon_{\min}$	$\varepsilon_{\max}$	Umin, (1/c)	Umax, (1/c)	Tmin, (град.С)	Tmax, (град.С)	
0.05	0.5	0.3	10	900	1200	

U, (1/c) 5    T, (град.С) 1000   

**Графики зависимости  $\sigma(\varepsilon)$**

— расчет по методу    — по экспериментальным данным

Рисунок 3 — Результаты анализа метода В.И. Зюзина [4]

В методе В. С. Солода и др. [5] формула преобразования структуры металла при для расчета напряжения течения металла  $\sigma$ , его горячей пластической деформации, учитывающая процессы динамического имеет вид

$$\sigma = \sigma_y + (\sigma_p - \sigma_y) \times \left( \frac{\varepsilon - \varepsilon_p}{\varepsilon_x} + 1 \right) \cdot \exp\left( \frac{\varepsilon_p - \varepsilon}{\varepsilon_x} \right), \quad (5)$$

где  $\sigma_y$ ,  $\sigma_p$ ,  $\varepsilon_p$  и  $\varepsilon_x$  — термокинетические параметры:  $\sigma_p$  — пиковое значение напряжения  $\sigma$  на кривой течения, соответствует пиковой деформации  $\varepsilon_p$ ;  $\sigma_y$  — установившееся напряжение, при котором наступает равновесие процессов упрочнения и динамической рекристаллизации при достижении деформации  $\varepsilon_x$ ;  $\varepsilon$  — накопленная степень деформации в точке очага деформации.

Термокинетические параметры, определяющие кривые течения сталей, выражаются следующими зависимостями:

$$\sigma_p = n_1 \cdot \left( \frac{Z}{A} \right)^{m_1}; \quad \sigma_y = n_2 \cdot \left( \frac{Z}{A} \right)^{m_2}; \quad (6)$$

$$\varepsilon_x = n_3 \cdot \left( \frac{Z}{A} \right)^{n_3}; \quad \varepsilon_p = n_4 \cdot \left( \frac{Z}{A} \right)^{m_4},$$

а входящие в них константы, найденные в работе [5], равны

$$n_1 = 72,06, \quad m_1 = 0,131,$$

$$n_2 = 51,66, \quad m_2 = 0,149,$$

$$n_3 = 0,193, \quad m_3 = 0,112,$$

$$n_4 = 0,268, \quad m_4 = 0,107.$$

Влияние химического состава стали отражается величиной энергии активации деформации  $Q$  (кДж·моль<sup>-1</sup>), которая входит в комплексный температурно-скоростной параметр процесса деформации (параметр Зинера — Холломона (Zener — Hollomon)  $Z$ ),  $A$  — скоростная константа деформируемого материала [5]:

$$Z = U \cdot \exp\left[ \frac{Q}{R \cdot T} \right],$$

$$A = 0,146 \cdot \exp\left( 9,1 \cdot 10^{-5} \cdot Q \right),$$

где  $R = 8,318$  Дж·моль<sup>-1</sup>·К<sup>-1</sup> — газовая постоянная;  $T$  — абсолютная температура.

Результаты анализа метода В. С. Солода и др. [5] для стали 45 [1] представлены на рисунке 4.

Средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 8 %, при отдельных сочетаниях факторов она достигает 28 %.

Авторы метода [5] установили, что погрешность расчета, выраженная среднеквадратичным отклонением, составляет 6 %. Вместе с тем заявлен достаточно широкий диапазон изменения ряда химических элементов, соответственно, вопрос точности формулы [5] требует более подробного рассмотрения.

В работе [7] разработаны математическая модель, метод и компьютерная программа расчёта уточненных констант, определяющих термокинетические параметры в формулах (6) расчета напряжения течения металла с учетом процессов динамического преобразования его структуры при горячей пластической деформации.

Результаты анализа метода [5] и учета при этом метода [7] для стали 0,06С–0,12Si–0,42Mn представлены на рисунках 5–7 (при изменении значений степени деформации от 0,05 до 0,5). (Степень деформации 0,5 соответствует степени логарифмической деформации, равной 0,693, которая в этих методах используется). На рисунке 7 линией 2 показаны экспериментальные кривые, линией 3 — кривые по методу [5], линией 1 — кривые с учетом метода [7]. Анализ показал, что средняя относительная погрешность по методу [5] составила 27 %, а с учетом метода [7] — 10 % (рис. 5). На рисунке 6 показано, что учет метода [7] дает среднюю относительную погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным, равную 9 %, при отдельных сочетаниях факторов она достигает 18 %.

Кривые на рисунке 7 также показывают существенное повышение точности расчетов на базе уточненных констант, определяющих термокинетические параметры в формуле расчета напряжения течения металла по методу [7].

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

**Метод моделирования напряжения течения углеродистых, низколегированных и микролегированных сталей с учетом процессов динамического преобразования структуры**

Имя файла: КАТАЛОГ\1\Сталь 45,стр. 104,рис.27

**Пределы изменения факторов**

$\epsilon_{min}$	$\epsilon_{max}$	U min (1/c)	U max (1/c)	T min, (град.С)	T max, (град.С)
0.051	0.693	0.3	10	900	1200

**Химический состав (%)**

C (0.05 - 1.1)	0.43
Si (0 - 1.65)	0.26
Mn (0.03 - 1.55)	0.74
Cr (0 - 0.3)	
Ni (0 - 0.3)	
P (0 - 0.05)	0.022
S (0 - 0.05)	0.016
V (0 - 0.26)	
Cu (0 - 0.28)	

**Кодовые и натуральные значения факторов**

Кодовые значения факторов	-1.2154	-1	0	+1	+1.2154
$\epsilon$	0.051	0.1079	0.3720	0.6361	0.693
U (1/c)	0.3	1.160	5.150	9.140	10
T (град.С)	900	926.584	1050.000	1173.416	1200

**План-матрица эксперимента**

	X1	X2	X3	$\epsilon$	U (1/c)	T (град.С)	$\sigma_{эксп.}$ (МПа)
1	-1	-1	-1	0.1079	1.160	926.584	95.618
2	+1	-1	-1	0.6361	1.160	926.584	113.947
3	-1	+1	-1	0.1079	9.140	926.584	122.095
4	+1	+1	-1	0.6361	9.140	926.584	167.887
5	-1	-1	+1	0.1079	1.160	1173.416	47.116
6	+1	-1	+1	0.6361	1.160	1173.416	62.598
7	-1	+1	+1	0.1079	9.140	1173.416	69.034
8	+1	+1	+1	0.6361	9.140	1173.416	88.441
9	-1.2154	0	0	0.051	5.150	1050.000	77.136
10	+1.2154	0	0	0.693	5.150	1050.000	114.470
11	0	-1.2154	0	0.3720	0.3	1050.000	84.372
12	0	+1.2154	0	0.3720	10	1050.000	120.466
13	0	0	-1.2154	0.3720	5.150	900	150.464
14	0	0	+1.2154	0.3720	5.150	1200	68.725
15	0	0	0	0.3720	5.150	1050.000	106.158

**Результаты расчета**

$$\sigma = \sigma_y + (\sigma_p - \sigma_y) \cdot \left( \frac{\epsilon - \epsilon_p}{\epsilon_x} + 1 \right) \cdot \exp\left( \frac{\epsilon_p - \epsilon}{\epsilon_x} \right)$$

$\sigma$ (МПа)	$\Delta$ (%)
99.122	2.619
124.127	8.934
128.251	5.042
167.070	0.486
60.169	27.705
61.380	1.946
75.238	8.987
87.149	1.461
70.932	8.043
106.761	6.734
77.515	8.127
124.449	3.306
164.317	9.207
83.453	21.431

$\Delta_{cp}$  (%) 8.118

Q = 251988.163  
A = 1327779935.374

Q по формуле В.С. Солода и др.  
 Q по формуле S.F. Medina и др.  
 Q по объединенной формуле  
 Усовершенствованный метод

Проверка адекватности модели по критерию Фишера (уровень значимости - 5%)  
Грассч 59.635    Гтабл 3.59    Грассч > Гтабл (адекватность обоснована)

Имя файла: D:\\_2\_ Кафедра ОМД\_Алчевск\_2024\Кравцова С.И.\5\_Статья Алчевск\_2024\_РИНЦ\Сопр.деф\_(23-02-22) - (метод 7)\_основной\DATA\1\Сталь...

Метод моделирования напряжения течения углеродистых, низколегированных и микролегированных сталей с учетом процессов динамического преобразования структуры

Имя файла: КАТАЛОГ\1\Сталь 45,стр. 104,рис.27

**Пределы изменения факторов**

$\epsilon_{min}$	$\epsilon_{max}$	Umin, (1/c)	Umax, (1/c)	Tmin, (град.С)	Tmax, (град.С)
0.051	0.693	0.3	10	900	1200

U, (1/c)     T, (град.С)    

**Графики зависимости  $\sigma(\epsilon)$**

— расчет по методу    — по экспериментальным данным

Рисунок 4 — Результаты анализа метода В. С. Солода и др. [5]

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

**Метод уточняющий параметры формулы Солода В.С. и др.**

Количество марок стали: 1

**Пределы изменения факторов**

Сталь 0.06C-0.12Si-0.42Mn	$\varepsilon_{min}$	$\varepsilon_{max}$	U min (1/c)	U max (1/c)	T min. (град.С)	T max. (град.С)
	0.001	0.693	0.01	0.1	900	1100

**Расчет напряжения течения металла**

**по экспериментальным кривым упрочнения**

Количество  $\varepsilon$ : 500  
Количество T: 20  
Количество U: 20

Переход к каталогу  
Удалить марку стали

**Химический состав (%)**

Наименование	Сталь 0.06C-0.12Si-0.42Mn
C (0.05 - 1.1)	0.06
Si (0 - 1.65)	0.12
Mn (0.03 - 1.55)	0.42
Cr (0 - 0.3)	
Ni (0 - 0.3)	
P (0 - 0.05)	0.002
S (0 - 0.05)	0.005
V (0 - 0.26)	
Cu (0 - 0.28)	0.13

Выполнить

n	$\varepsilon$	U (1/c)	T (град.С)	$\sigma_{эксп.}$ (МПа)
53529	0.039830	0.043158	952.631579	49.796
53530	0.041216	0.043158	952.631579	51.134
53531	0.042603	0.043158	952.631579	52.408
53532	0.043990	0.043158	952.631579	53.613
53533	0.045377	0.043158	952.631579	54.741
53534	0.046764	0.043158	952.631579	55.787
53535	0.048150	0.043158	952.631579	56.743
53536	0.049537	0.043158	952.631579	57.604
53537	0.050924	0.043158	952.631579	58.380
53538	0.052311	0.043158	952.631579	59.125
53539	0.053697	0.043158	952.631579	59.842
53540	0.055084	0.043158	952.631579	60.534

Выполнить

**по формулам Солода В.С. и др.**

Выполнить

n1	72.06	m1	0.131
n2	51.66	m2	0.149
n3	0.193	m3	0.112
n4	0.268	m4	0.107

Сталь 0.06C-0.12Si-0.42Mn  
Q: 129311.108783

n	$\sigma_{расч.}$ (МПа)	$\Delta$ (%)
53529	37.954	23.782
53530	38.514	24.680
53531	39.067	25.456
53532	39.612	26.114
53533	40.150	26.654
53534	40.681	27.078
53535	41.204	27.386
53536	41.719	27.575
53537	42.228	27.667
53538	42.730	27.730
53539	43.224	27.770
53540	43.711	27.790

$\Delta_{cp}$  (%) 27.277

**по уточненным параметрам формулы Солода В.С. и др.**

Начальные параметры

n1	95.538213	m1	0.277199
n2	85.875312	m2	0.248718
n3	0.113357	m3	0.362807
n4	0.232920	m4	0.259674

Выполнить

n1	95.520267	m1	0.277277
n2	85.912164	m2	0.248873
n3	0.113126	m3	0.362153
n4	0.232839	m4	0.258866

Новая итерация

n	$\sigma_{расч.}$ (МПа)	$\Delta$ (%)
53529	46.057	7.509
53530	47.134	7.823
53531	48.189	8.050
53532	49.221	8.192
53533	50.231	8.238
53534	51.219	8.187
53535	52.186	8.032
53536	53.131	7.764
53537	54.057	7.406
53538	54.962	7.042
53539	55.846	6.678

$\Delta_{cp}$  (%) 9.626

Графики <<Назад

Рисунок 5 — Результаты анализа методов [5] и [7]

**Метод моделирования напряжения течения углеродистых, низколегированных и микрелегированных сталей с учетом процессов динамического преобразования структуры**

Имя файла: КАТАЛОГ\Сталь 0.06C-0.12Si-0.42Mn

**Пределы изменения факторов**

0.05	0.693	0.01	0.1	900	1100
------	-------	------	-----	-----	------

**Химический состав (%)**

C (0.05 - 1.1)	0.06
Si (0 - 1.65)	0.12
Mn (0.03 - 1.55)	0.42
Cr (0 - 0.3)	
Ni (0 - 0.3)	
P (0 - 0.05)	0.002
S (0 - 0.05)	0.005
V (0 - 0.26)	
Cu (0 - 0.28)	0.13

**Кодовые и натуральные значения факторов**

Кодовые значения факторов	-1.2154	-1	0	+1	+1.2154
Натуральные значения факторов	$\varepsilon$	U (1/c)	T (град.С)		
	0.05	0.1070	0.3715	0.6360	0.693
	0.01	0.018	0.095	0.092	0.1
	900	917.723	1000.000	1082.277	1100

**План-матрица эксперимента**

X1	X2	X3	$\varepsilon$	U (1/c)	T (град.С)	$\sigma_{эксп.}$ (МПа)	
1	-1	-1	-1	0.1070	0.018	917.723	78.630
2	+1	-1	-1	0.6360	0.018	917.723	83.419
3	-1	+1	-1	0.1070	0.092	917.723	94.525
4	+1	+1	-1	0.6360	0.092	917.723	112.474
5	-1	-1	+1	0.1070	0.018	1082.277	52.324
6	+1	-1	+1	0.6360	0.018	1082.277	50.380
7	-1	+1	+1	0.1070	0.092	1082.277	61.503
8	+1	+1	+1	0.6360	0.092	1082.277	60.721
9	-1.2154	0	0	0.05	0.095	1000.000	51.838
10	+1.2154	0	0	0.693	0.095	1000.000	73.315
11	0	-1.2154	0	0.3715	0.01	1000.000	60.345
12	0	+1.2154	0	0.3715	0.1	1000.000	84.930
13	0	0	-1.2154	0.3715	0.095	900	117.236
14	0	0	+1.2154	0.3715	0.095	1100	55.460
15	0	0	0	0.3715	0.095	1000.000	74.281

Проверка адекватности модели по критерию Фишера (уровень значимости - 5%)  
Fрасч 30.848 Fтабл 3.59 Fрасч > Fтабл (адекватность обоснована)

**Результаты расчета**

$$\sigma = \sigma_y + (\sigma_p - \sigma_y) \cdot \left( \frac{\varepsilon - \varepsilon_p}{\varepsilon_x} + 1 \right) \cdot \exp \left( \frac{\varepsilon_p - \varepsilon}{\varepsilon_x} \right)$$

$\sigma$ (МПа)	$\Delta$ (%)
71.480	9.093
71.392	14.417
97.407	3.049
112.059	0.369
48.916	6.513
47.266	6.181
71.291	15.915
71.150	17.176
51.836	0.005
75.825	3.424
49.556	17.878
94.553	11.331
109.574	6.535
60.796	9.622

$\Delta_{cp}$  (%) 8.520

Справка

Q: 134162.109  
A: 29278.339

Q по формуле В.С. Солода и др.  
 Q по формуле S.F. Medina и др.  
 Q по объединенной формуле  
 Усовершенствованный метод

Выполнить Дополнительно Графики <<Назад Далее>>

Рисунок 6 — Результаты анализа при использовании метода [7]

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

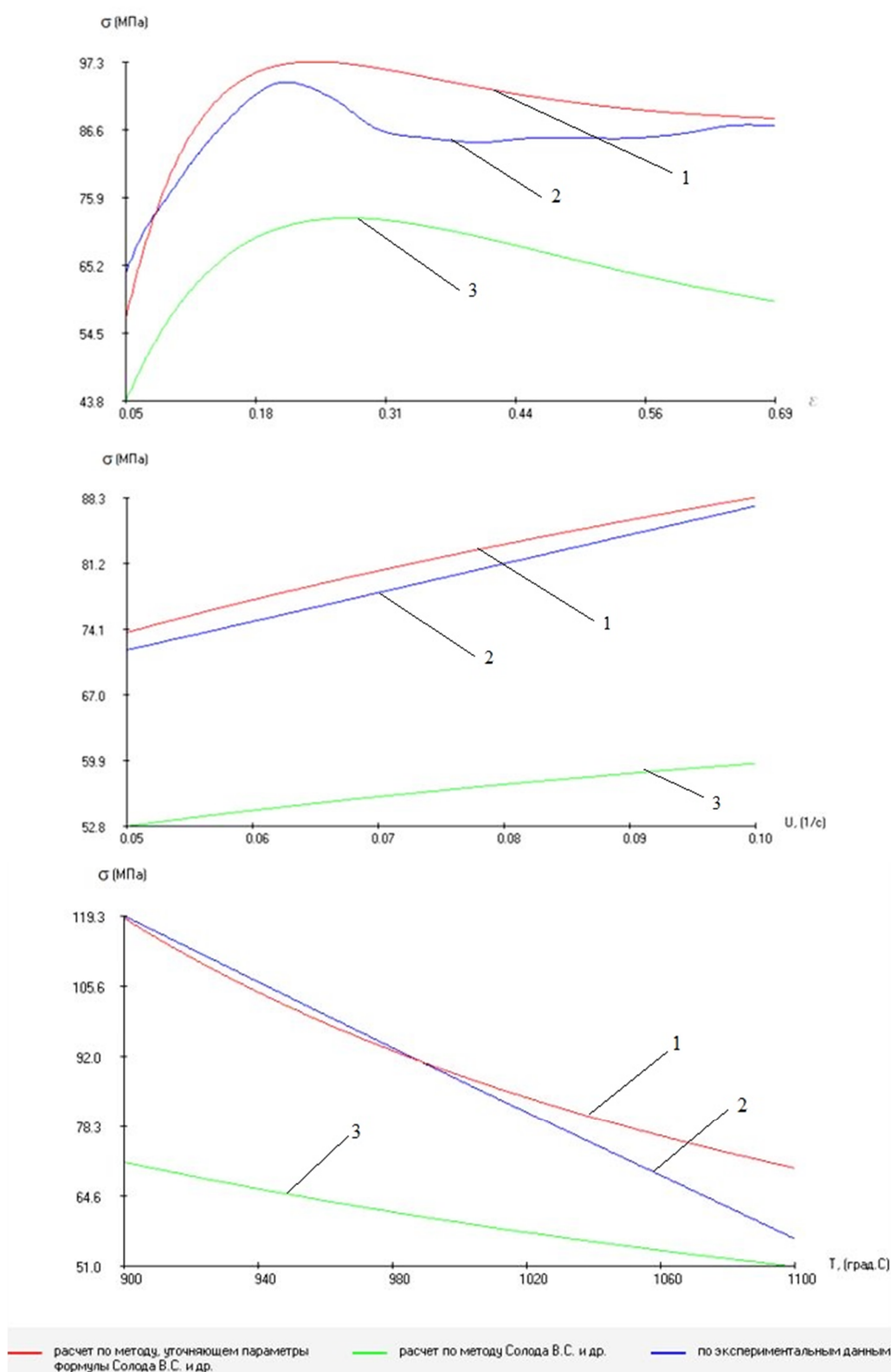


Рисунок 7 — Экспериментальные и расчётные кривые напряжения течения стали 0,06C–0,12Si–0,42Mn по методу [5] и с учетом метода [7]:  $\sigma = f(\varepsilon)$  при  $U = 0,1$ ,  $T = 1000^\circ\text{C}$ ;  $\sigma = f(U)$  при  $\varepsilon = 0,693$ ,  $T = 1000^\circ\text{C}$ ;  $\sigma = f(T)$  при  $\varepsilon = 0,693$ ,  $U = 0,1$

Выполненные исследования позволили сделать следующие **выводы**:

1. Актуальность анализа известных методов Л. В. Андреюка и др., В. А. Николаева, В. И. Зюзина и В. С. Солода и др. расчета напряжения течения металла в процессах горячей пластической деформации при значениях степени деформации в диапазоне 0,05–0,5 заключается в том, что они были разработаны на базе экспериментальной информации, полученной в основном в указанном диапазоне.

2. Анализ напряженно-деформированного состояния металла в процессах обработки металлов давлением в основном выполняются на базе конечно-элементного моделирования. При этом в конкретных точках очага деформации могут встречаться различные сочетания значений факторов степени деформации  $\epsilon$ , скорости деформации  $U$  и температуры  $T$ . Сравнительный анализ по рассмотренным методам расчетных и экспериментальных данных для одних и тех же условий выполнен с учетом научно-обоснованного выбора наиболее рациональных точек в области изменения факторов  $\epsilon$ ,  $U$ ,  $T$  путем реализации планируемого эксперимента. Соответствующие экспериментальные значения напряжения течения металла определялись методом компьютерной сплайн-интерполяции экспериментальной информации.

3. Получены следующие результаты анализа точности методов применительно к стали 45. По методу Л. В. Андреюка и др. средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 10 %, при отдельных сочетаниях факторов она достигает 27 %. По методу В. А. Николаева средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 11 %, при отдельных сочетаниях факторов она достигает 24 %. По методу В. И. Зюзина средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 5 %, при отдельных сочетаниях факторов она дости-

гает 15 %. По методу В. С. Солода и др. средняя относительная погрешность расчетных значений по отношению к экспериментальным равна 8 %, при отдельных сочетаниях факторов она достигает 28 %.

4. Анализ методов в диапазоне значений степени деформации от 0,05 до 0,5, выполненный для 25 марок конструкционных, инструментальных и нержавеющей сталей, показал, что по методу Л. В. Андреюка и др. средняя относительная погрешность составила 21 % (максимальная относительная погрешность для отдельных марок сталей равна 50 %). По методу В. А. Николаева средняя относительная погрешность составила 15 % (максимальная относительная погрешность для отдельных марок сталей равна 35 %). По методу В. И. Зюзина средняя относительная погрешность составила 5 % (максимальная относительная погрешность для отдельных марок сталей равна 15 %).

5. Анализ метода В. С. Солода и др., учитывающего процессы динамического преобразования структуры металла при его горячей пластической деформации (в диапазоне значений степени деформации от 0,05 до 0,5) при исследовании стали 0,06C–0,12Si–0,42Mn, показал, что средняя относительная погрешность по отношению к экспериментальной информации составила 27 %. Установлено, что с учетом метода уточнения констант, определяющих термокинетические параметры в формуле расчета напряжения течения металла, средняя относительная погрешность равна 10 %.

6. В методах Л. В. Андреюка и др., В. А. Николаева и В. С. Солода и др. формулы, а также входящие в них константы определены и используются для групп марок сталей. По ним получены сравнительно высокие значения погрешностей. В формуле В. И. Зюзина константы определены и используются для одной марки стали. В методе уточнения констант, определяющих термокинетические параметры в формуле расчета напряжения течения металла, также допускается определение и использование указанных констант для одной марки стали. В частности, этим



можно объяснить более высокую точность двух последних методов.

Направление дальнейших исследований связано с расчетом уточненных констант,

определяющих термокинетические параметры в формуле расчета напряжения течения металла, для широкого круга марок сталей.

#### **Список источников**

1. Полухин П. И., Гун Г. Я. *Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов : справочник*. М. : Металлургия, 1983. 352 с.
2. Андreyuk Л. В., Тюленев Г. Г., Прицкер Б. С. *Аналитическая зависимость сопротивления деформации сталей и сплавов от их химического состава // Сталь*. 1972. № 6. С. 522–523.
3. Николаев В. А. *Теория прокатки : монография*. Запорожье : ЗГИА, 2007. 228 с.
4. *Теория прокатки : справочник / А. И. Целиков [и др.]*. М. : Металлургия, 1982. 335 с.
5. Солод В. С., Бейгельзимер Я. Е., Кулагин Р. Ю. *Математическое моделирование сопротивления деформации при горячей прокатке углеродистых сталей // Металлы и литье Украины*. 2006. № 7–8. С. 52–56.
6. Яковченко А. В., Снитко С. А., Ивлева Н. И. *Методы компьютерного моделирования напряжения течения металла в процессах горячей пластической деформации : учебное пособие*. Донецк : ДонНТУ, 2018. 197 с.
7. *Метод уточнения констант, определяющих термокинетические параметры в формуле расчета напряжения течения металла / А. В. Яковченко, П. Н. Денищенко, С. И. Кравцова, Н. И. Ивлева // Сборник научных трудов ДонГТИ*. 2022. Вып. 26 (69). С. 29–39.

© Яковченко А. В., Денищенко П. Н., Кравцова С. И.

**Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. МТ ДонГТУ Куберским С. В.,  
и.о. начальника ЦЛК ООО «ЮГМК» Давыдовым И. Е.**

Статья поступила в редакцию 12.12.2024.

#### **СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ**

**Яковченко Александр Васильевич**, д-р. техн. наук., профессор каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия

**Денищенко Павел Николаевич**, канд. техн. наук, профессор каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия

**Кравцова Светлана Игоревна**, ассистент каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия,  
e-mail: [kravtsosveta@gmail.com](mailto:kravtsosveta@gmail.com)

**Yakovchenko A. V., Denishchenko P. N., \*Kravtsova S. I.** (Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, \*e-mail: [kravtsosveta@gmail.com](mailto:kravtsosveta@gmail.com))

#### **ANALYSIS OF METHODS FOR CALCULATING METAL FLOW TENSION IN HOT PLASTIC DEFORMATION PROCESSES AT VALUES OF DEFORMATION DEGREE IN THE RANGE OF 0,05–0,5**

*The accuracy of methods of L. V. Andreyuk et al., V. A. Nikolaev, V. I. Zyuzin, V. S. Solod et al. for calculating metal flow tension in hot plastic deformation processes at values of deformation degree in the range of 0,05–0,5 with respect to experimental data has been analyzed. The comparative analysis of*

calculated and experimental data for the same conditions is carried out considering the scientifically justified choice of the most rational points in the area of changing values of the deformation degree factors, strain rate and metal temperature by implementing the planned experiment. The corresponding experimental values of metal flow tension were determined by computerized spline interpolation of the experimental information.

**Key words:** metal flow tension, hot plastic deformation, deformation degree, strain rate, metal temperature, planned experiment, spline interpolation of experimental information.

## References

1. Poluhin P. I., Gun G. Ya. Plastic deformation resistance of metals and alloys : a reference book. [Soprotivlenie plasticheskoy deformatsii metallov i splavov : spravochnik]. M. : Metalurgija, 1983. 352 p. (rus)
2. Andreyuk L. V., Tyulenev G. G., Pritsker B. S. Analytical dependence of deformation resistance of steels and alloys on their chemical composition [Analiticheskaya zavisimost' soprotivleniya deformatsii stalej i splavov ot ih himicheskogo sostava]. Stal'. 1972. No. 6. Pp. 522–523. (rus)
3. Nikolaev V. A. Theory of rolling : a monograph [Teoriya prokatki : monografiya]. Zaporozh'e : ZCEA, 2007. 228 p. (rus)
4. Celikov A. I. [i dr.] Rolling theory : a handbook [Teoriya prokatki : spravochnik]. M. : Metalurgija, 1982. 335 p. (rus)
5. Solod V. S., Bejgel'zimer Ya. E., Kulagin R. Yu. Mathematical modeling of deformation resistance during hot rolling of carbon steels [Matematicheskoe modelirovanie soprotivleniya deformatsii pri goryachej prokatke uglerodistykh stalej]. Metal and Casting of Ukraine. 2006. No. 7–8. Pp. 52–56. (rus)
6. Yakovchenko A. V., Snitko S. A., Ivleva N. I. Methods of computer modeling of metal flow tension in hot plastic deformation processes : a textbook [Metody komp'yuternogo modelirovaniya napryazheniya techeniya metalla v processah goryachej plasticheskoy deformatsii : uchebnoe posobie]. Donetsk : DonNTU, 2018. 197 p. (rus)
7. Yakovchenko A. V., Denishchenko P. N., Kravcova S. I., Ivleva N. I. Method of specifying constants determining thermokinetic parameters in the formula for calculating the metal flow tension [Metod utochneniya konstant, opredelyayushchih termokineticheskie parametry v formule rascheta napryazheniya techeniya metalla]. Collection of Scientific Papers of DonSTI. 2022. Iss. 26 (69). Pp. 29–39. (rus)

## INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

**Yakovchenko Aleksandr Vasil'evich**, Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department of Metallurgical Technologies  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia

**Denishchenko Pavel Nikolayevich**, PhD in Engineering, Professor of the Department of Metallurgical Technologies  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia

**Kravtsova Svetlana Igorevna**, Assistant lecturer of the Department of Metallurgical Technologies  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia,  
e-mail: kravtsosveta@gmail.com

*Денищенко П. Н.*

*Донбасский государственный технический университет*

*E-mail: pavel.denischenko@gmail.com*

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ СЛИТКОВ С ЦЕЛЬЮ МЕТАЛЛОСБЕРЕЖЕНИЯ

*На базе конечно-элементного моделирования выполнены исследования формоизменения при прокатке блюмов из слитков в условиях симметричного и несимметричного захвата валками. Установлено влияние несимметричности захвата на формирование донной части раската. Выполнено совершенствование существующих в условиях обжимного стана 1250 ООО «ЮГМК» режимов прокатки слитков с целью металлосбережения.*

**Ключевые слова:** *слиток, прокатка блюмов, режим обжатий, принцип асимметричного распределения обжатий, конечно-элементное моделирование, неравномерность деформации металла, напряженно-деформированное состояние металла.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Исходную заготовку для сортопрокатных станов производят либо разливкой стали на МНЛЗ, либо на блюмингах с непрерывно-заготовочными станами (НЗС). Себестоимость производства непрерывнолитых блюмов и заготовок объективно ниже, чем катаных, за счет сокращения технологического цикла и состава оборудования, задействованного в технологическом процессе. Производство литых блюмов экономичнее прокатки слитков на блюминге примерно на 10...15 % [1].

Однако у непрерывнолитых блюмов есть свои недостатки. Если жидкий металл не очищен и содержит различные примеси, неметаллические включения и прочую «грязь», то все это остается в литом блюме в виде расположенной в центре сечения ликвационной дорожки, которая раскатывается, но не устраняется в готовом прокате. Катаные блюмы получают из слитка, в котором примеси концентрируются в прибыльной части, отрезаемой после прокатки на блюминге, поэтому качество сортового металла из катаных блюмов из неочищенного жидкого металла выше, чем из литых. Чтобы получить чистые по примесям литые блюмы, необходимо жидкий металл очищать, затрачивая на это нема-

лые средства, отчего эффективность литых блюмов снижается.

Второй недостаток непрерывнолитого блюма состоит в том, что площадь его поперечного сечения иногда недостаточна для того, чтобы обеспечить на сортовых станах необходимую проработку, которая достигается при достаточно больших коэффициентах вытяжки. Чем меньше сечение непрерывнолитого блюма, тем больше проявляется этот недостаток.

На большинстве сортовых металлургических заводов обычно блюминги работают хорошо, нет необходимости перестраивать процесс, поэтому катаные блюмы применяются чаще, чем литые [1].

При прокатке блюмов из слитков возникают технологические отходы, количество которых на каждую тонну готового проката составляет от 100 до 300 кг. Потери металла при прокатке слитков складываются из следующих видов: угара металла при нагреве слитков (1...3 %); потерь в окалину при прокатке (1 %); потерь при зачистке и отделке (1 %); потерь от брака (1...2 %); обрезки концов раската (93...95 %) [2]. Следовательно, обрезь при прокатке слитков составляет основную часть отходов прокатного передела.

Количество обрезки при прокатке блюмов из слитков зависит от формы донной

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

части слитка, соотношения размеров поперечного сечения слитка и блюма, направления и схемы прокатки, величины единичного и суммарного обжатий по сторонам, температурных условий прокатки. Пути решения проблемы рассмотрены в работах [2–9 и др.], однако, несмотря на многочисленные исследования и разработки различных способов снижения расхода металла при прокатке слитков, эта проблема продолжает оставаться актуальной.

**Постановка задачи.** Поставлены задачи анализа существующих в условиях обжимного стана 1250 ООО «ЮГМК» режимов прокатки слитков на предмет их влияния на формоизменение, конечно-элементного моделирования прокатки блюмов из слитков

в условиях симметричного и несимметричного захвата валками с целью установления закономерностей формоизменения донной части раската и напряженно-деформированного состояния металла и на основе полученных результатов совершенствование существующих режимов прокатки слитков с целью металлосбережения.

**Изложение материала.** В условиях обжимного стана 1250 ООО «ЮГМК» прокатку блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н выполняют по режиму обжатий, приведенному в таблице за 17 проходов (10 по стороне Н и 7 по стороне В). При прокатке в первом проходе и во всех нечетных слитков задают в валки головной (узкой) частью.

Таблица

Режим обжатий при прокатке слитков 9,3Н размерами  $\frac{760 \times 700}{825 \times 765} \times 2350$  мм на блюмы сечением 270×270 мм в горячем состоянии

№ прохода	№ калибра	Обжимаемая сторона	Показание стрелки	Сечение раската, мм	Обжатие, мм	Уширение, мм
				825×765		
1	Б	Н	635	735×765	90	–
2	Б	Н	560	660×765	75	–
Кантовка						
3	Б	В	590	690×660	75	–
4	Б	В	500	600×665	90	5
Кантовка						
5	Б	Н	510	610×610	55	10
6	Б	Н	450	550×620	60	10
7	Б	Н	390	490×630	60	10
8	Б	Н	330	430×640	60	10
9	Б	Н	270	370×650	60	10
10	Б	Н	210	310×660	60	10
Кантовка						
11	І	В	365	575×320	85	10
12	І	В	275	485×330	90	10
13	І	В	190	400×340	85	10
14	І	В	100	310×350	90	10
Кантовка						
15	І	Н	90	300×315	50	5
16	І	Н	50	260×320	40	5
Кантовка						
17	ІІ	В	60	270×270	50	10

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

Формирование концевых участков раската происходит на стадиях неустановившегося процесса прокатки — захвате и выбросе. Прокатка блюмов из слитков на обжимных станах происходит в условиях неравномерной пластической деформации. Внешним проявлением неравномерности распределения деформации является различие величин уширения и вытяжки по высоте раската, которое накладывает отпечаток на вид поперечного сечения и форму концов полосы. В торцевой части слитка образуется своеобразная воронка («торцевая утяжка»), которая впоследствии может закатываться, образуя дефект, называемый «закатом».

Необходимость удаления концевых участков прокатанного слитка в обрезь вызывается двумя причинами. В головной части раската необходимо отрезать прибыльную часть, структура металла которой неудовлетворительна, так как вследствие усадочных процессов после разлива стали здесь возможны пористость,

скопление неметаллических включений, газовых пузырей, нарушение сплошности. В донной части раската, структура металла которой удовлетворительная, необходимость обрезки вызвана неудовлетворительной формой: металл имеет вогнутую форму торца; возможно даже наличие закатов.

В среде табличного процессора Microsoft Excel с применением разработанной специализированной компьютерной программы (модели) [10] выполнены расчеты и анализ существующего режима прокатки блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н. Результаты расчетов приведены на рисунках 1–4. По методике, изложенной в [11], выполнены расчеты минимальной величины донной обрезки за весь цикл прокатки, равной суммарной торцевой утяжке. Поскольку торцевая вогнутость образуется в донной части слитка при обжатии в каждом проходе с учетом кантовок, то суммарная величина получена отдельно по сторонам Н и В (рис. 1).

Режим обжатий блюма по проходам										
№ прох.	Δh, мм	L, мм	ω <sub>з</sub> , рад/с	D <sub>к</sub> , мм	время кант, с	H, мм	B, мм	t, °C	Δb, мм	Утяжка, мм
0		2350				825	765	1230		
1	90	2614	1,5	1170		735	765	1225	0	70
2	75	2878	1,5	1170	4	660	765	1220	0	20
3	75	3142	1,5	1170		690	660	1215	0	59
4	90	3433	1,5	1170	4	600	665	1210	5	20
5	55	3436	2	1170		610	610	1205	10	44
6	60	3749	2	1170		550	620	1200	10	14
7	60	4141	2	1170		490	630	1195	10	40
8	60	4645	2	1170		430	640	1190	10	12
9	60	5315	2,5	1060		370	650	1180	10	34
10	60	6248	2,5	1060	4	310	660	1170	10	9
11	85	6948	2,5	1060		575	320	1160	10	59
12	90	7987	2,5	1060		485	330	1150	10	18
13	85	9400	2,5	1060		400	340	1135	10	46
14	90	11782	2,5	1060	4	310	350	1120	10	13
15	50	13528	2,5	1060		300	315	1105	5	26
16	40	15365	2,5	1060	4	260	320	1090	5	6
17	50	17536	2,5	1060		270	270	1075	10	24
<b>Термомеханические параметры стали по формуле Л.В. Андреюка</b>							Утяжка по стороне Н, мм =		<b>275</b>	
S	σ <sub>од</sub> , Мпа	a	b	c	Сталь	Утяжка по стороне В, мм =		<b>241</b>		
0,885	77,9	0,135	0,164	-2,8	Ст3кп					

Рисунок 1 — Окно программы расчета режима обжатий при прокатке блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

**Результаты расчета скоростного режима прокатки**

№ прох.	$\omega_z$ , рад/с	$\omega_{max}$ , рад/с	$\omega_v$ , рад/с	$t_{p.p.}$ , с	$t_{н.у.}$ , с	$V_{ср.}$ , м/с	Тройное условие Тягунова
1	1,5	5,035	2,500	0,994	1,414	2,101	
2	1,5	6,004	5,250	2,087	1,414	2,412	не соблюдается
3	1,5	5,450	2,500	0,994	1,549	2,228	
4	1,5	6,373	5,250	2,087	1,211	2,566	не соблюдается
5	2,0	5,759	2,500	0,994	1,265	2,431	
6	2,0	5,979	2,500	0,994	1,265	2,499	
7	2,0	6,243	2,500	0,994	1,265	3,414	
8	2,0	6,566	2,500	0,994	1,265	3,464	
9	2,5	7,384	2,500	0,900	1,265	3,191	
10	2,5	7,870	5,250	1,891	1,506	3,118	не соблюдается
11	2,5	7,870	3,000	1,081	1,549	3,251	
12	2,5	7,870	3,000	1,081	1,506	3,331	
13	2,5	7,870	3,000	1,081	1,549	3,449	
14	2,5	7,870	5,250	1,891	1,155	3,537	не соблюдается
15	2,5	7,870	2,757	0,993	1,033	3,430	
16	2,5	7,870	5,250	1,891	1,155	3,667	не соблюдается
17	2,5	7,870	5,250	1,891	0,000	3,723	

**Результаты расчета временных составляющих скоростного режима прокатки**

№ прох.	Машинное время						Время пауз			
	$t_y$ , с	$t_{y.}$ , с	$t_n$ , с	$t_{e.}$ , с	$t_s$ , с	$t_m$ , с	$t_p$ , с	$t_{e.}$ , с	$t_o$ , с	$t_{паузы}$ , с
1	0,842	0,000	0,000	0,000	0,402	1,244	0,357	0,000	0,397	1,414
2	0,893	0,180	0,000	0,120	0,000	1,193	0,357	0,000	0,833	4,000
3	0,893	0,048	0,000	0,032	0,437	1,410	0,357	0,000	0,397	1,549
4	0,893	0,267	0,000	0,178	0,000	1,338	0,357	0,000	0,833	4,000
5	0,774	0,121	0,000	0,081	0,437	1,413	0,476	0,000	0,397	1,265
6	0,774	0,173	0,000	0,116	0,437	1,500	0,476	0,000	0,397	1,265
7	0,774	0,236	0,000	0,158	0,045	1,213	0,476	0,000	0,789	1,265
8	0,774	0,313	0,000	0,209	0,045	1,341	0,476	0,000	0,789	1,265
9	0,655	0,508	0,000	0,339	0,164	1,666	0,595	0,000	0,670	1,265
10	0,655	0,624	0,309	0,416	0,000	2,004	0,595	0,000	0,833	4,000
11	0,655	0,624	0,563	0,295	0,000	2,137	0,595	0,000	0,833	1,549
12	0,655	0,624	0,780	0,339	0,000	2,398	0,595	0,000	0,833	1,506
13	0,655	0,624	1,151	0,295	0,000	2,725	0,595	0,000	0,833	1,549
14	0,655	0,624	1,636	0,416	0,000	3,331	0,595	0,000	0,833	4,000
15	0,655	0,624	1,853	0,416	0,396	3,944	0,595	0,000	0,438	1,033
16	0,655	0,624	2,495	0,416	0,000	4,190	0,595	0,000	0,833	4,000
17	0,655	0,624	3,015	0,416	0,000	4,710	0,595	0,000	0,833	0,000
						<b>37,757</b>				<b>34,925</b>

<b>Машинное время прокатки</b>	37,757	с.
Время на установку раствора между валками для производства первого прохода при прокатке следующего слитка	3,585	с.
<b>Цикл прокатки</b>	76,266	с.
<b>Время пауз</b>	34,925	с.

Рисунок 2 — Окно программы расчета скоростного режима прокатки блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н

Величина донной обрезки определится максимальным значением утяжки по одной из сторон (Н или В). В нашем случае минимальная обрезка составит 275 мм. Расчет скоростного режима прокатки выпол-

нен на основе тройного условия В. А. Тягунова (рис. 2), которое выполняется во всех проходах, кроме тех, после которых следует кантовка. Расчет энергосиловых параметров прокатки показал слабую за-

**МЕТАЛЛУРГИЯ**

груженность клетки по силе (19–60 %) и моменту прокатки (16–91 %). Наиболее загруженным является первый проход, в котором производится снятие конусности слитка по стороне Н и уплотнение литой структуры, поэтому фактические значения силы и момента прокатки значительно меньше расчетных. Проверка главных двигателей на нагрев показала, что при прокатке блюмов сечением 270×270 мм двигатели будут длительно нормально работать без перегрева, так как среднеквадратичный момент за весь цикл прокатки  $M_{кв} = 1,723 \text{ МН}\cdot\text{м}$  меньше номинального  $M_{н} = 1,848 \text{ МН}\cdot\text{м}$ . Таким образом, можно сделать вывод, что существующий режим прокатки блюмов сечением 270×270 мм из

слитков 9,3Н не является рациональным. Обжатия по сторонам распределены неравномерно (10 по стороне Н и 7 по стороне В), из-за чего неравномерная утяжка донной части раската (275 мм по стороне Н и 241 мм по стороне В) привела к увеличению обреза. Обжатия в отдельных проходах распределены без учета их влияния на формирование донной обреза. Так, в 1-м проходе применялось максимальное обжатие  $\Delta h = 90 \text{ мм}$ . Вследствие того, что донная часть слитка при прокатке была на заднем конце раската и формирование донной обреза происходило за счет течения металла против направления прокатки, образовалась максимальная торцевая волнугость 70 мм.

**Энергосиловые параметры прокатки**

№	h <sub>кр</sub> , мм	h <sub>вср</sub> , мм	Ld, мм	Ld/h <sub>кр</sub>	F <sub>к</sub> , мм <sup>2</sup>	ε <sub>ср</sub> , %	ε, %	Уср, с <sup>-1</sup>	σ <sub>ф</sub> , Н/мм <sup>2</sup>	μ	β	η	h <sub>вср</sub> /h <sub>кр</sub>
1	780,0	765,0	229,456	0,294	175534	7,273	10,909	1,401	48,493	1,112	1,000	0,899	0,981
2	697,5	765,0	209,464	0,300	160240	6,803	10,204	1,711	49,847	1,101	1,000	0,908	1,097
3	727,5	660,0	209,464	0,288	138246	6,536	9,804	1,492	49,176	1,092	1,000	0,916	0,907
4	645,0	662,5	229,456	0,356	152015	8,696	13,043	2,119	54,661	1,093	1,008	0,908	1,027
5	637,5	605,0	179,374	0,281	108521	5,514	8,271	1,553	49,209	1,001	1,017	0,983	0,949
6	580,0	615,0	187,350	0,323	115220	6,557	9,836	1,836	52,391	1,091	1,016	0,902	1,060
7	520,0	625,0	187,350	0,360	117094	7,273	10,909	2,126	54,994	1,105	1,016	0,891	1,202
8	460,0	635,0	187,350	0,407	118967	8,163	12,245	2,511	57,993	1,122	1,016	0,878	1,380
9	400,0	645,0	178,326	0,446	115020	9,302	13,953	3,062	62,314	1,144	1,016	0,860	1,613
10	340,0	655,0	178,326	0,524	116803	10,811	16,216	3,793	67,327	1,175	1,015	0,838	1,926
11	617,5	315,0	212,250	0,344	66859	8,586	12,879	2,531	62,877	1,112	1,032	0,871	0,510
12	530,0	325,0	218,403	0,412	70981	10,435	15,652	2,989	68,025	1,150	1,031	0,843	0,613
13	442,5	335,0	212,250	0,480	71104	11,684	17,526	3,444	73,281	1,177	1,030	0,825	0,757
14	355,0	345,0	218,403	0,615	75349	15,000	22,500	4,297	81,647	1,253	1,029	0,775	0,972
15	325,0	312,5	162,788	0,501	50871	9,524	14,286	3,660	77,015	1,148	1,016	0,857	0,962
16	280,0	317,5	145,602	0,520	46229	8,889	13,333	3,820	79,576	1,136	1,016	0,867	1,134
17	295,0	265,0	162,788	0,552	43139	10,417	15,625	4,004	85,445	1,141	1,038	0,844	0,898

№	kv	km	kn	fy	γ	n'σ	n''σ	nв	nσ	Рср, Н/мм <sup>2</sup>	Р, МН	ψ	M <sub>ср</sub> , МН*м
1	0,750			0,360	1,118	1,000	1,672	0,947	1,584	85,842	15,068	0,567	3,924
2	0,750			0,362	1,132	1,000	1,657	0,947	1,569	88,494	14,180	0,564	3,348
3	0,750			0,364	1,109	1,000	1,687	0,948	1,599	87,175	12,052	0,571	2,885
4	0,650			0,317	1,123	1,000	1,544	0,944	1,456	89,429	13,594	0,531	3,311
5	0,750			0,367	1,114	1,000	1,703	0,949	1,616	88,574	9,612	0,576	1,985
6	0,750			0,369	1,127	1,000	1,607	0,941	1,513	89,375	10,298	0,550	2,121
7	0,550			0,272	1,144	1,000	1,535	0,951	1,460	91,887	10,759	0,528	2,129
8	0,550			0,273	1,150	1,000	1,458	0,945	1,378	91,918	10,935	0,502	2,059
9	0,550			0,274	1,150	1,000	1,404	0,941	1,321	94,630	10,884	0,483	1,874
10	0,550			0,277	1,150	1,000	1,311	0,931	1,221	94,519	11,040	0,447	1,760
11	0,550			0,279	1,061	1,000	1,566	0,947	1,482	98,912	6,613	0,538	1,509
12	0,550			0,282	1,074	1,000	1,451	0,937	1,359	99,257	7,045	0,500	1,538
13	0,550			0,284	1,091	1,000	1,361	0,928	1,263	100,956	7,178	0,467	1,422
14	0,550			0,288	1,117	1,000	1,226	0,909	1,115	101,651	7,659	0,412	1,380
15	0,550			0,292	1,115	1,000	1,337	0,925	1,237	106,275	5,406	0,457	0,805
16	0,550			1,000	1,136	1,000	1,316	0,923	1,215	109,866	5,079	0,449	0,664
17	0,550			1,000	1,108	1,000	1,284	0,914	1,174	111,110	4,793	0,436	0,680

Рисунок 3 — Окно программы расчета энергосиловых параметров прокатки блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н



**МЕТАЛЛУРГИЯ**

**Проверка главных двигателей на нагрев**

№	Мр, МН*м	My, МН*м	Мл, МН*м	Мз, МН*м	Мо, МН*м	Мпр, МН*м	Р, МН	Мтр, МН*м	Мдин1	Мдин2	Мхх
1	0,656	4,732	4,113	3,242	-0,834	3,920	15,07	0,156	0,619	0,871	0,037
2	0,656	4,153	3,534	2,663	-0,834	3,350	14,18	0,147			
3	0,656	3,661	3,042	2,171	-0,834	2,880	12,05	0,125			
4	0,656	4,107	3,488	2,617	-0,834	3,310	13,59	0,141			
5	0,656	2,735	2,116	1,245	-0,834	1,980	9,61	0,099			
6	0,656	2,883	2,264	1,393	-0,834	2,120	10,30	0,107			
7	0,656	2,897	2,278	1,407	-0,834	2,130	10,76	0,111			
8	0,656	2,829	2,210	1,339	-0,834	2,060	10,94	0,113			
9	0,656	2,639	2,800	1,149	-0,834	1,870	10,88	0,113			
10	0,656	2,530	2,700	1,040	-0,834	1,760	11,04	0,114			
11	0,656	2,234	2,000	0,744	-0,834	1,510	6,61	0,068			
12	0,656	2,269	1,650	0,779	-0,834	1,540	7,05	0,073			
13	0,656	2,150	1,800	0,660	-0,834	1,420	7,18	0,074			
14	0,656	2,115	1,496	0,625	-0,834	1,380	7,66	0,079			
15	0,656	1,512	0,893	0,022	-0,834	0,800	5,41	0,056			
16	0,656	1,369	0,750	-0,121	-0,834	0,660	5,08	0,053			
17	0,656	1,386	0,767	-0,104	-0,834	0,680	4,79	0,050			

№	θ	$M_{r}^2 t_P$	$M_y^2 t_y$	$M_{y'}^2 t_{y'}$	$M_{л}^2 t_{л}$	$M_{з}^2 t_{з}$	$M_{о}^2 t_{о}$	$M_{пр}^2 t_{пр}$	$M_{тр}^2 t_{тр}$	$M_{д}^2 t_{д}$	$\sum M_i^2 t_i$
1	0,959	0,154	18,854	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	4,225	0,276	23,509
2	1,144	0,154	15,400	3,564	0,000	0,977	0,000	0,000	0,000	0,579	20,674
3	1,038	0,154	11,967	0,662	0,000	0,000	0,000	0,000	2,059	0,276	15,118
4	1,214	0,154	15,060	5,545	0,000	1,501	0,000	0,000	0,000	0,579	22,838
5	1,097	0,205	5,792	0,997	0,000	0,138	0,000	0,000	0,678	0,276	8,086
6	1,139	0,205	6,431	1,651	0,000	0,257	0,000	0,000	0,847	0,276	9,667
7	1,189	0,205	6,498	2,383	0,000	0,375	0,000	0,000	0,089	0,549	10,098
8	1,251	0,205	6,196	3,190	0,000	0,477	0,000	0,000	0,081	0,549	10,697
9	1,406	0,256	4,560	5,169	0,000	0,653	0,000	0,000	0,216	0,466	11,321
10	1,499	0,256	4,193	6,318	3,377	0,712	0,000	0,000	0,000	0,579	15,436
11	1,499	0,256	3,270	4,927	3,376	0,365	0,000	0,000	0,000	0,579	12,773
12	1,499	0,256	3,372	5,081	3,183	0,399	0,000	0,000	0,000	0,579	12,871
13	1,499	0,256	3,029	4,563	5,590	0,287	0,000	0,000	0,000	0,579	14,305
14	1,499	0,256	2,931	4,416	5,491	0,257	0,000	0,000	0,000	0,579	13,930
15	1,499	0,256	1,497	2,256	2,215	0,000	1,000	0,000	0,000	0,305	7,530
16	1,499	0,256	1,227	1,848	2,101	0,010	2,000	0,000	0,000	0,579	8,022
17	1,499	0,256	1,257	1,895	2,656	0,007	3,000	0,000	0,000	0,579	9,651

Σ = 226,525

Мкв = 1,723 МН\*м -- Условие нагрева двигателя выполняется, < Мн = 1,848

Рисунок 4 — Окно программы проверки главных двигателей на нагрев при прокатке блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н

В 4-м, 12-м и 14-м (четных) проходах также применялось обжатие Δh = 90 мм, но, так как донная часть слитка находилась на переднем конце раската, это привело к образованию небольшой торцевой вогнутости (соответственно 20, 18 и 13 мм). Таким образом, видно, что при распределении обжатий не учтено влияние направления прокатки на деформацию донной части слитка. Кроме того, при разработке

режима прокатки не использован принцип асимметричного распределения обжатий [6], который без каких-либо капитальных затрат дал положительный эффект при прокатке слябов из слитков [7–9].

Совершенствование существующих в условиях обжимного стана 1250 ООО «ЮГМК» режимов прокатки слитков с целью металлосбережения выполним на примере прокатки блюма сечением

270×270 мм из слитка 9,3Н. Для получения максимального эффекта необходимо изменить ориентацию слитка по направлению прокатки. При прокатке в 1-м проходе и во всех нечетных слитков необходимо задавать в валки донной частью. Для обеспечения надежного (без пробуксовок) захвата в 1-м проходе и стабильного протекания процесса прокатки при изменении ориентации слитка по направлению прокатки может служить цифровой технологический комплекс управления главным приводом обжимного стана [12], который хорошо себя зарекомендовал в условиях блюминга 1300 меткомбината «Криворожсталь».

Проблемным при изменении ориентации слитка является его задача в валки в 1-м проходе донной частью. Из-за конусности слитка захват будет несимметричным и это может повлиять на формоизменение. С целью установления влияния несимметричности захвата на формирование донной части раската методом конечно-элементного мо-

делирования с использованием программного комплекса DEFORM-3D выполнены исследования формоизменения при прокатке блюмов из слитков в условиях симметричного и несимметричного захвата валками. Результаты моделирования приведены на рисунках 5–7.

Полученная в результате конечно-элементного моделирования (рис. 5) величина силы прокатки в 1-м проходе составила  $P_1 = 15,4$  МН и практически соответствует расчетной  $P_{1\text{ расч}} = 15,1$  МН (рис. 3), что свидетельствует об адекватности разработанной компьютерной модели. Величины торцевых утяжек в 1-м проходе, рассчитанные по распределению вытяжек  $f_1$  и  $f_3$  на торцах раската (рис. 6), полученных конечно-элементным моделированием, близки к расчетным значениям для случаев, когда донная часть слитка находится на заднем (рис. 3) и переднем (рис. 8, 9) конце раската, что также подтверждает адекватность разработанной модели.

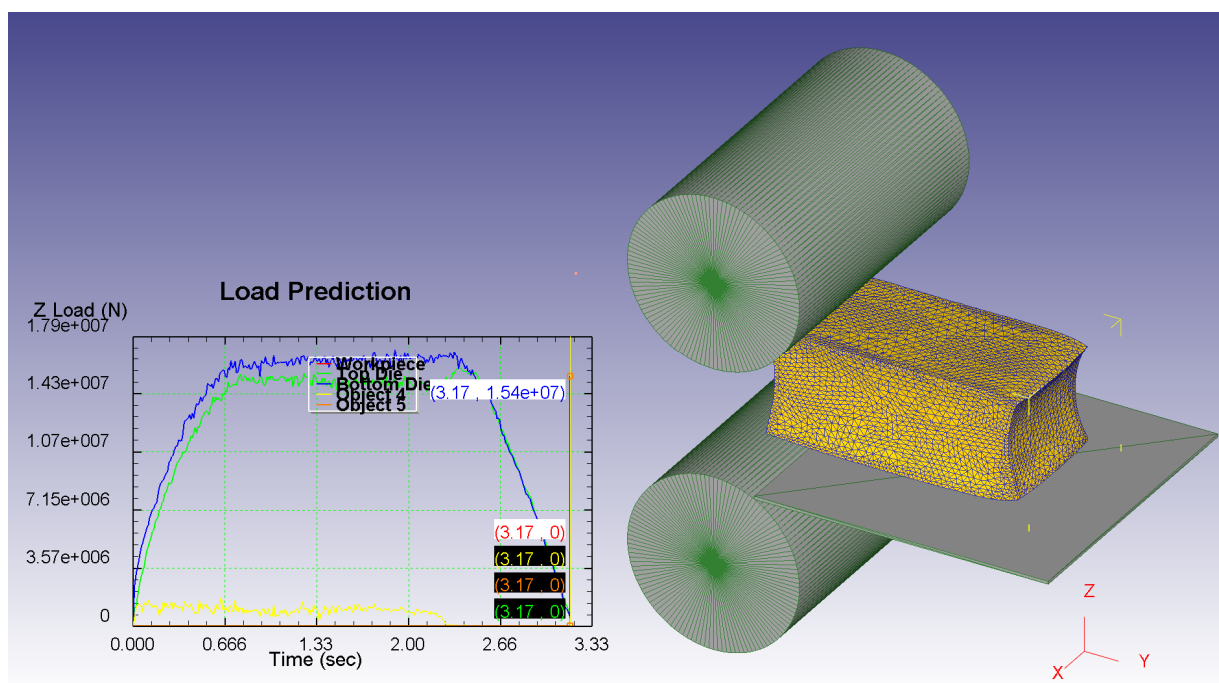


Рисунок 5 — Результаты конечно-элементного моделирования процесса прокатки слитка 9,3Н в 1-м проходе в условиях симметричного захвата валками

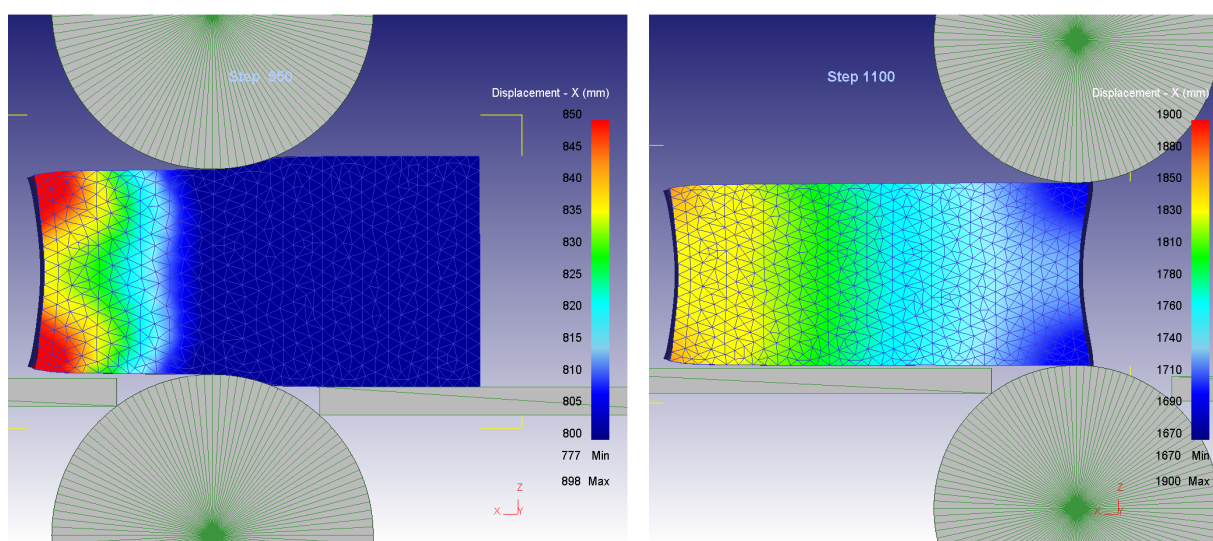


Рисунок 6 — Распределение вытяжек на переднем (слева) и заднем (справа) торцах раската ( $f_n = 850 - 833 = 17$  мм;  $f_3 = 1725 - 1670 = 55$  мм)

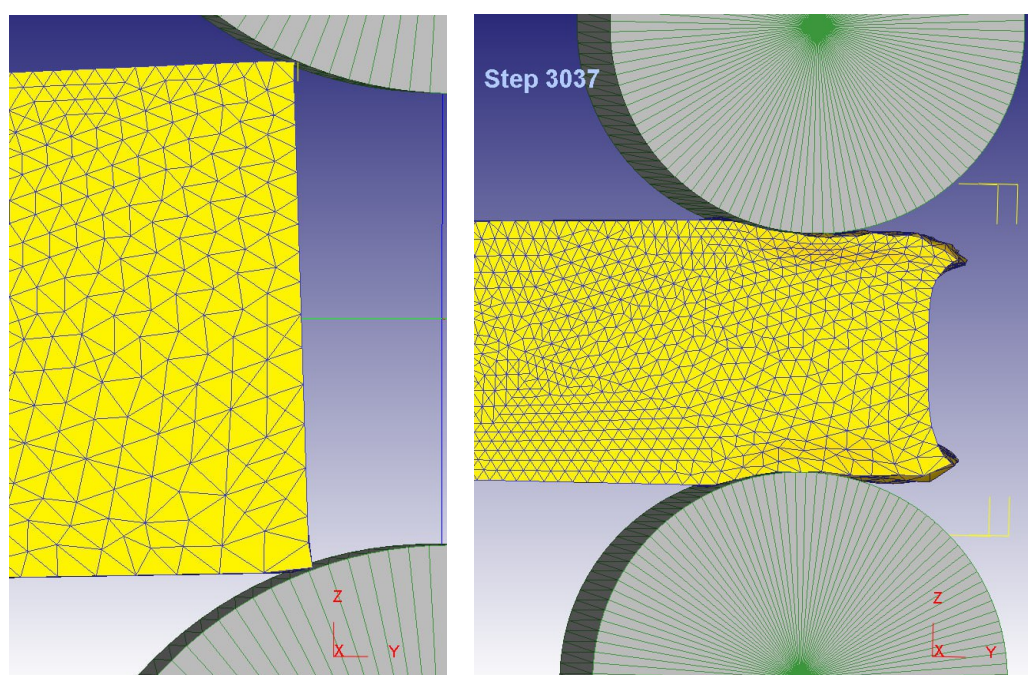


Рисунок 7 — Результаты конечно-элементного моделирования процесса прокатки слитка 9,3Н в 1-м проходе в условиях несимметричного захвата валками

Моделирование процесса прокатки в 1-м проходе в условиях несимметричного захвата валками при задаче слитка 9,3Н донной частью подтвердило возможность реализации данной операции. Несимметричность захвата, вызванная конусностью слитка, не оказала существенного влияния на формоизменение донного торца раска-

та. Таким образом, изменение ориентации слитка при его задаче в валки в 1-м проходе (донной частью вперед) не является препятствием для реализации металлосберегающей технологии. На рисунках 8 и 9 представлены два варианта металлосберегающих режимов прокатки из 15 проходов (рис. 8) и 17 проходов (рис. 9).



**МЕТАЛЛУРГИЯ**

№ прох.	$\Delta h$ , мм	L, мм	$\omega$ , рад/с	$D_k$ , мм	время кант, с	H, мм	B, мм	t, °C	$\Delta b$ , мм	Утяжка, мм	$\sigma_{ox}$ /к
0		2350				825	765	1230			
1	90	2614	1,5	1170		735	765	1225	0	24	1,747
2	70	2878	1,5	1170	4	665	765	1220	0	55	1,761
3	90	3142	1,5	1170		675	665	1215	0	23	1,682
4	90	3407	1,5	1170	4	585	670	1210	5	60	1,561
5	90	3704	2	1170		580	595	1205	10	20	1,553
6	90	4312	2	1170		490	605	1200	10	53	1,389
7	90	5197	2	1170		400	615	1195	10	15	1,158
8	90	6598	2	1170	4	310	625	1190	10	40	0,811
9	90	7467	2,5	1060		535	320	1180	10	20	1,528
10	70	8331	2,5	1060		465	330	1170	10	44	1,505
11	90	10026	2,5	1060		375	340	1160	10	15	1,147
12	70	11975	2,5	1060	4	305	350	1150	10	34	1,023
13	50	13528	2,5	1060		300	315	1135	10	8	1,198
14	40	15128	2,5	1060	4	260	325	1120	10	20	1,147
15	55	17536	2,5	1060		270	270	1105	10	8	1,003
<b>Термомеханические параметры стали по формуле Л.В. Андreyюка</b>							Утяжка по стороне H, мм =		235		
S	$\sigma_{од}$ , МПа	a	b	c	Сталь	Утяжка по стороне B, мм =		203			
0,885	77,9	0,135	0,164	-2,8	Ст3кп						

Рисунок 8 — Окно программы расчета металлосберегающего режима обжатий № 1 при прокатке блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н

№ прох.	$\Delta h$ , мм	L, мм	$\omega$ , рад/с	$D_k$ , мм	время кант, с	H, мм	B, мм	t, °C	$\Delta b$ , мм	Утяжка, мм	$\sigma_{ox}$ /к
0		2350				825	765	1230			
1	90	2614	1,5	1170		735	765	1225	0	24	1,747
2	45	2878	1,5	1170	4	690	765	1220	0	42	1,924
3	90	3142	1,5	1170		675	690	1215	0	23	1,682
4	75	3433	1,5	1170	4	600	695	1210	5	54	1,656
5	85	3436	2	1170		610	610	1205	10	20	1,621
6	40	3617	2	1170		570	620	1200	10	34	1,840
7	90	4227	2	1170		480	630	1195	10	17	1,367
8	40	4540	2	1170		440	640	1190	10	28	1,645
9	90	5619	2,5	1060		350	650	1180	10	14	1,059
10	40	6248	2,5	1060	4	310	660	1170	10	22	1,356
11	90	7009	2,5	1060		570	320	1160	10	21	1,585
12	80	7906	2,5	1060		490	330	1150	10	51	1,497
13	90	9400	2,5	1060		400	340	1135	10	16	1,224
14	80	11414	2,5	1060	4	320	350	1120	10	39	1,009
15	50	13111	2,5	1060		300	325	1105	5	8	1,198
16	40	14899	2,5	1060	4	260	330	1090	5	6	1,147
17	60	17536	2,5	1060		270	270	1075	10	8	0,949
<b>Термомеханические параметры стали по формуле Л.В. Андreyюка</b>							Утяжка по стороне H, мм =		215		
S	$\sigma_{од}$ , МПа	a	b	c	Сталь	Утяжка по стороне B, мм =		210			
0,885	77,9	0,135	0,164	-2,8	Ст3кп						

Рисунок 9 — Окно программы расчета металлосберегающего режима обжатий № 2 при прокатке блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н

При разработке металлосберегающих режимов прокатки (рис. 8 и 9) по методике, изложенной в [13, 14] были рассчитаны значения продольных растягивающих

напряжений по проходам, которые имеют место в осевых слоях раската из-за неравномерности распределения по высоте пластической деформации. Расчетные значе-

ния напряжений не превысили допустимых значений ( $\sigma_{0x} < 2k$ ), поэтому прокатка по разработанным режимам не приведет к нарушению сплошности металла.

Снижение числа проходов (рис. 8) по сравнению с существующей технологией позволило уменьшить на 40 мм утяжку донной части раската (до 235 мм) из-за невозможности эффективно воспользоваться принципом асимметричного распределения обжатий. Режим обжатий с сохранением числа проходов по существующей технологии (рис. 9) позволил в полной мере реализовать принцип асимметричного распределения обжатий, что обеспечило уменьшение на 60 мм утяжки донной части раската (до 215 мм). Из раската длиной 17536 мм после обрезки головной и донной частей будет получено два кратных блюма длиной по 6000 мм и один некратный. Уменьшение донной обрезки на 60 мм увеличит длину некратного блюма и повысит выход годного на 3,6 кг/т.

#### Выводы:

1. По результатам компьютерного моделирования, расчетов и анализа существующего в условиях обжимного стана 1250 ООО «ЮГМК» режима прокатки блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н сделан вывод о его нерациональности. Обжатия в отдельных проходах распределены без учета их влияния на формирование донной обрезки.

2. На базе конечно-элементного моделирования выполнены исследования формоизменения при прокатке блюмов из слитков 9,3Н в условиях симметричного и несимметричного захвата валками. Установлено, что несимметричность захвата не оказывает существенного влияния на формирование донной части раската. Сделан вывод о возможности задачи слитка в валки в 1-м проходе донной частью вперед.

3. На основе результатов конечно-элементного моделирования и принципа асимметричного распределения обжатий в четных и нечетных проходах выполнено совершенствование существующих в условиях обжимного стана 1250 ООО «ЮГМК» режимов прокатки блюмов сечением 270×270 мм из слитков 9,3Н с целью металлосбережения. Получено уменьшение донной обрезки на 60 мм, что увеличит длину некратного блюма и повысит выход годного на 3,6 кг/т.

4. Выполнен расчет значений продольных растягивающих напряжений в осевых слоях раската при прокатке по металлосберегающим режимам. Прокатка по разработанным режимам не приведет к нарушению сплошности металла, так как расчетные значения напряжений не превышают допустимых значений ( $\sigma_{0x} < 2k$ ).

Направление дальнейших исследований связано с исследованием всего спектра режимов обжатий, применяемых в условиях обжимного стана 1250 ООО «ЮГМК».

#### Список источников

1. Рудской А. И., Лунев В. А. *Теория и технология прокатного производства* : учебное пособие. СПб. : Лань, 2023. 528 с.
2. Бобров В. В., Полеицук В. М., Гладуш В. Д. *Оптимизация нестационарных процессов прокатки*. К. : Техника, 1984. 127 с.
3. Гетманец В. В., Шевчук В. Я. *Рациональные режимы работы блюминга*. М. : Металлургия, 1990. 136 с.
4. *Теория прокатки крупных слитков* / А. П. Чекмарев, В. Л. Павлов, В. И. Мелешко, В. А. Токарев. М. : Металлургия, 1968. 252 с.
5. *Совершенствование технологии прокатки на блюмингах* / Д. П. Кукуй [и др.]. // *Металлы и литье Украины*. 1999. № 5–6. С. 14–16.
6. Денищенко П. Н. *Разработка нового принципа распределения обжатий при прокатке слитков на обжимных станах* // *Сб. науч. тр. ДГМИ*. 2001. Вып. 14. С. 270–275.
7. *Уменьшение донной обрезки при прокатке слэбов на блюминге* / П. Н. Денищенко, В. М. Данько, М. Б. Луцкий, Ю. Ю. Проценко // *Производство проката*. 1998. № 9. С. 8–12.

8. Денищенко П. Н. Совершенствование формоизменения при прокатке слитков на основе нового принципа распределения обжатий // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2002. № 8–9. С. 222–225.

9. Денищенко П. Н. Металлосберегающие режимы прокатки слитков // *Сб. науч. тр. ДонГТУ*. 2011. Вып. 35. С. 164–172.

10. Денищенко П. Н., Денищенко Н. П. Программное и компьютерное обеспечение процессов ОМД : учебное пособие. Алчевск : ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ», 2022. 174 с.

11. Паришин В. А., Зудов Е. Г., Колмогоров В. Л. Деформируемость и качество. М. : *Металлургия*, 1979. 192 с.

12. Цифровой технологический комплекс управления главным приводом блюминга 1300 ОАО «Криворожсталь» / А. В. Хомяк [и др.]. // *Металлы и литье Украины*. 2004. № 8–10. С. 57–61.

13. Денищенко П. Н. Разработка модели исследования напряженного состояния металла при прокатке высоких полос // *Сб. науч. тр. ДГМИ*. 2002. Вып. 18. С. 286–295.

14. Денищенко П. Н., Луценко В. А. Исследование напряженного состояния металла при прокатке слитков методом линий скольжения // *Сб. науч. тр. ДГМИ*. 2002. Вып. 15. С. 195–200.

© Денищенко П. Н.

**Рекомендована к печати к.т.н., доц., и. о. зав. каф. МТ ДонГТИ Митичкиной Н. Г.,  
нач. прокатной лаборатории ЦЛК ООО «ЮГМК» Саушкиным А. Е.**

Статья поступила в редакцию 10.12.2024.

#### **СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ**

**Денищенко Павел Николаевич**, канд. техн. наук, профессор каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия, e-mail: [pavel.denischenko@gmail.com](mailto:pavel.denischenko@gmail.com)

**Denishchenko P. N.** (Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, e-mail: [pavel.denischenko@gmail.com](mailto:pavel.denischenko@gmail.com))

#### **IMPROVEMENT OF INGOT ROLLING MODES FOR THE PURPOSE OF METAL SAVING**

*Based on finite-element modeling, the studies of shape change during rolling blooms from ingots under conditions of symmetric and asymmetric biting have been carried out. The influence of biting asymmetry on forming the butt end of hot-rolled breakdown has been determined. Improvement of the ingot rolling modes existing in the conditions of rolling mill 1250 of OOO "YuGMK" was carried out for the purpose of metal saving.*

**Key words:** ingot, rolling blooms, drafting schedule, principle of cobbing skewed distribution, finite-element modeling, inhomogeneity of metal deformation, strain-stress state of metal.

#### **References**

1. Rudskoj A. I., Lunev V. A. *Theory and technology of rolling production : a textbook [Teoriya i tekhnologiya prokatnogo proizvodstva : ucheb. posobie]*. SPb. : Lan', 2023. 528 p. (rus)
2. Bobrov V. V., Poleshchuk V. M., Gladush V. D. *Optimization of non-stationary rolling processes [Optimizaciya nestacionarnyh processov prokatki]*. K. : Tekhnika, 1984. 127 p. (rus)
3. Getmanec V. V., Shevchuk V. Ya. *Rational modes of blooming mill operation [Racional'nye rezhimy raboty blyuminga]*. M. : Metalurgija, 1990. 136 p. (rus)
4. Chekmarev A. P., Pavlov V. L., Meleshko V. I., Tokarev V. A. *Theory of rolling large ingots [Teoriya prokatki krupnyh slitkov]*. M. : Metalurgija, 1968. 252 p. (rus)
5. Kukuj D. P. [et al.]. *Improvement of rolling technology on blooming machines [Sovershenstvovanie tekhnologii prokatki na blyumingah]*. *Metal and Casting of Ukraine*. 1999. No. 5–6. Pp. 14–16. (rus)

6. Denishchenko P. N. Development of a new principle for the distribution of compression during ingot rolling mills [Razrabotka novogo principa raspredeleniya obzhatij pri prokatke slitkov na obzhimnyh stanah]. *Sb. nauch. tr. DGMI*. 2001. Iss. 14. Pp. 270–275. (rus)

7. Denishchenko P. N., Dan'ko V. M., Luckij M. B., Procenko Yu. Yu. Reduction of bottom discard during slab rolling on the blooming mill [Umen'shenie donnoj obrezi pri prokatke slyabov na blyuminge]. *Proizvodstvo prokata*. 1998. No. 9. Pp. 8–12. (rus)

8. Denishchenko P. N. Improvement of shape change during ingot rolling on the basis of a new principle of compression distribution [Sovershenstvovanie formoizmeneniya pri prokatke slitkov na osnove novogo principa raspredeleniya obzhatij]. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'*. 2002. No. 8–9. Pp. 222–225. (rus)

9. Denishchenko P. N. Metal-saving ingot rolling modes [Metallosberegayushchie rezhimy prokatki slitkov]. *Sb. nauch. tr. DonGTU*. 2011. Iss. 35. Pp. 164–172. (rus)

10. Denishchenko P. N., Denishchenko N.P. Software and computer support for OMD processes : a textbook [Programmnoe i komp'yuternoe obespechenie processov OMD : uchebnoe posobie]. Alchevsk : SEI HE LPR "DonSTI", 2022. 174 p. (rus)

11. Parshin V. A., Zudov E. G., Kolmogorov V. L. Deformability and quality [Deformiruemost' i kachestvo]. M. : Metallurgija, 1979. 192 p. (rus)

12. Homyak A. V. [et al.]. Digital technological complex of control of the main blooming drive 1300 OAO "Krivorozhstal". [Cifrovoj tekhnologicheskij kompleks upravleniya glavnym privodom blyuminga 1300 OAO "Krivorozhstal"]. *Metal and Casting of Ukraine*. 2004. No. 8–10. Pp. 57–61. (rus)

13. Denishchenko P. N. Development of a model for studying the stressed state of metal during rolling of high strips [Razrabotka modeli issledovaniya napryazhennogo sostoyaniya metalla pri prokatke vysokih polos]. *Sb. nauch. tr. DGMI*. 2002. Iss. 18. Pp. 286–295. (rus)

14. Denishchenko P. N., Lucenko V. A. Investigation of the stressed state of metal during ingot rolling by slip line method [Issledovanie napryazhennogo sostoyaniya metalla pri prokatke slitkov metodom linij skol'zheniya]. *Sb. nauch. tr. DGMI*. 2002. Iss. 15. Pp. 195–200. (rus)

#### **INFORMATION ABOUT THE AUTHOR**

**Denishchenko Pavel Nikolayevich**, PhD in Engineering, Professor of the Department of Metallurgical Technologies

Donbass State Technical University,

Alchevsk, Russia,

e-mail: pavel.denischenko@gmail.com



**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

---

**MECHANICAL ENGINEERING**



**\*Витренко В. А., Ефимов А. А., Михайлова А. Д., Стоянов А. А.**

*Луганский государственный университет имени Владимира Даля*

*\*E-mail: vitrenko.vl@gmail.com*

## РАЗРАБОТКА НАКАТНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ НАКАТКИ ДЕТАЛЕЙ ПОДВИЖНОГО СОСТАВА

*В представленной работе авторами разработана схема формообразования накатного инструмента, применяемого для накатки осей и зубчатых колес подвижного состава. Изготовление инструмента осуществляется по схеме формообразования третьего класса на серийном станочном оборудовании при помощи цилиндрических и зубчатых инструментальных поверхностей. Наружная поверхность такого инструмента имеет гиперболоидную форму. В процессе формообразования инструмента относительное движение в станочном зацеплении обусловлено двумя независимыми параметрами, такими как: движение обкатки и движение подачи вдоль прямолинейной образующей изготавливаемой заготовки.*

**Ключевые слова:** *накатник, гиперболоидная заготовка, инструмент, относительное движение, скорость скольжения, профиль, точка контакта.*

**Финансирование:** *исследование выполнено в рамках государственного задания Минобрнауки России на оказание государственных услуг (выполнение работ) по теме «Повышение производительности и точности упрочняющей обработки деталей подвижного состава за счет разработки принципиально новой геометрии накатного инструмента» (код темы: FREE-2023-0001).*

**Введение.** Накатка деталей ходовой части подвижного состава осуществляется с целью увеличения их ресурса и повышения усталостной прочности. В промышленности существует множество видов такой обработки, однако не все они достигают нужного эффекта из-за несовершенства технологии накатки и конструкции накатного инструмента.

Наиболее эффективными методами накатки являются методы, осуществляемые в пространственном станочном зацеплении, т. е. методы, при которых оси инструмента и накатываемой заготовки скрещиваются в пространстве. Контакт между соприкасающимися поверхностями может быть как точечным, так и линейным. При этом аксоидные поверхности инструмента и накатываемого изделия должны представлять собой форму однополостного гиперболоида. К сожалению, в настоящее время инструмент для накатки изделий на однополостных гиперболоидах очень сложно изготовить в технологическом плане. Производители не научились изготавливать производящие поверхности двух сопряженных

гиперболоидных поверхностей. Такое положение привело к тому, что теоретическую гиперболоидную поверхность в промышленности заменяют на винтовую, коническую или цилиндрическую, которые в общем виде составляют гиперболоидную поверхность [1]. В этом случае получается точечный характер касания между поверхностью накатного инструмента и накатываемой заготовкой [2].

**Основное содержание и результаты работы.** Для создания принципиально нового накатного инструмента исследуем станочное зацепление накатника и накатываемой заготовки при их скрещенных осях. Выберем две подвижные системы координат, связанные с накатываемой заготовкой и накатным инструментом. Для формообразования накатного инструмента выберем цилиндрическую или реечную поверхность, которые являются производящими поверхностями при изготовлении накатного инструмента. В производственных условиях в качестве производящей поверхности целесообразно выбрать стандартный круглый резец, прямозубое или косозубое

цилиндрическое зубчатое колесо, изготовленное из инструментальной стали. Если позволяет станочное оборудование, то можно выбрать зуборезную рейку. Осуществим переход от системы координат, связанной с производящей поверхностью, к

системе координат, связанной с поверхностью искомого накатного инструмента. Координата точки касания на производящей и изготавливаемой поверхностях в данном исследовании определена по следующей зависимости:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= (x_1 \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + a_w) \cos \varphi_2 + [(x_1 \sin \varphi_1 + y_1 \cos \varphi_1) \cos \gamma - x_1 \sin \gamma] \sin \varphi_2, \\ y_2 &= (x_1 \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + a_w) \sin \varphi_2 + [(x_1 \sin \varphi_1 + y_1 \cos \varphi_1) \cos \gamma - z_1 \sin \gamma] \cos \varphi_2, \\ z_2 &= (x_1 \sin \varphi_1 + y_1 \cos \varphi_1) \sin \gamma + z_1 \cos \gamma. \end{aligned} \right\} (1)$$

Выражения (1) описывают связь между координатами вращающейся системы, жестко связанной с цилиндрической или зубчатой производящей поверхностью, и точками контакта вращающейся системы, жестко связанной с изготавливаемым гиперболическим накатным инструментом.

Форму режущей кромки производящей инструментальной поверхности, представляющей собой обобщенный исходный контур, можно представить как контур, кромка которого описана произвольной кривой, имеющей вид

$$x_1 = f_1(\lambda) - r_1, \quad y_1 = f_2(\lambda), \quad (2)$$

где  $f_1(\lambda)$ ,  $f_2(\lambda)$  — произвольные, необходимое число раз дифференцируемые функции, описывающие инструментальную поверхность;  $\lambda$  — переменная величина;  $r_1$  — радиус окружности.

В процессе формообразования наружной и боковой поверхности гиперболического накатного инструмента формирующие поверхности инструментального производящего контура совершают относительные движения, определяемые двумя независимыми параметрами  $\mu$  и  $\varphi_1$ . Эти движения осуществляются за счет поступательного и вращательного движения (поступательное движение — движение вдоль прямолинейной образующей изготавливаемой заготовки, вращательное движение — вращение заготовки и инструмента вокруг своих осей).

$\varphi_1$  — угол поворота режущих кромок производящего контура относительно оси его вращения;  $\mu$  — кратчайшее межосевое

расстояние между инструментом и нарезаемой заготовкой накатника.

Подставляя в уравнение (1) значения координат точек режущей кромки, получим уравнения семейства наружных и боковых поверхностей на заготовке гиперболического накатного инструмента. Следовательно, найденные уравнения семейства поверхностей описывают наружные и боковые поверхности накатного инструмента в зависимости от трёх параметров:  $\lambda$ ,  $\mu$  и  $\varphi_1$ . Здесь: параметр  $\varphi_2$  выражен при помощи угла поворота  $\varphi_1$  и передаточного отношения  $u_{21}$ , имеет вид:  $\varphi_2 = \varphi_1 \cdot u_{21}$ . Тогда уравнения производящей инструментальной поверхности с учётом выражений (2) в системе координат производящего исходного контура принимают следующий вид:

$$x_1 = f_1(\lambda) - r_1, \quad y_1 = f_2(\lambda), \quad z_1 = \mu. \quad (3)$$

Выражения, описывающие производящую инструментальную поверхность, являющуюся круглым резцом, прямозубым или косозубым зубчатым колесом в данном исследовании, в векторной форме найдены в двухпараметрическом огибании поверхностей в следующем виде:

$$\vec{r}_1(\lambda, \mu) = [f_1(\lambda) - r_1] \vec{i} + \mu \vec{k}. \quad (4)$$

Воспользовавшись выражениями (3), получим радиус-векторы касательных к сетке прямых  $\lambda = const$  и  $\mu = const$  и на формирующей поверхности производящего исходного контура в следующем виде:

$$\vec{r}_1^{(\lambda)} = f_1' \vec{i} + f_2' \vec{j}, \quad \vec{r}_1^\mu = \vec{k}. \quad (5)$$

Процесс изучения станочного касания поверхности изготавливаемого накатного инструмента с производящей поверхностью полагает определение основных элементов изготавливаемого накатника, таких как: кривизна поверхностей, контактные линии и другие элементы. В этом случае необходимо определить проекции единичного вектора нормали к производящей инструментальной поверхности [3].

Единичный вектор нормали к производящей поверхности определяется по следующей зависимости:

$$\vec{N} = (\vec{r}_1^\lambda \times \vec{r}_1^\mu). \quad (6)$$

Единичный вектор нормали в проекциях на оси координат к производящей поверхности (3) с использованием равенств (5) может быть записан в следующем виде:

$$\begin{aligned} n_{x1} &= f_2' / \sqrt{(f_1')^2 + (f_2')^2}, \\ n_{y1} &= f_1' / \sqrt{(f_1')^2 + (f_2')^2}, \quad n_{z1} = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

С целью определения нормальной кривизны сопрягаемых поверхностей, главных направлений и других характеристик производящих поверхностей в работе были определены выражения, описывающие коэффициенты первой и второй квадратичных форм. Эти коэффициенты в общем виде для искомой инструментальной поверхности принимают следующий вид [4]:

$$E_1 = (\vec{r}_1^\lambda)^2, \quad F_1 = \vec{r}_1^\lambda \vec{r}_1^\mu, \quad G_1 = (\vec{r}_1^\mu)^2. \quad (8)$$

Коэффициенты второй квадратичной формы в общем виде, применимые для широкой номенклатуры накатного инструмента, в данном случае для искомой инструментальной поверхности накатного инструмента, можно записать в следующей форме:

$$L_1 = \vec{n}_1 \frac{\partial^2 \vec{r}_1}{\partial \lambda^2}, \quad M_1 = \vec{n}_1 \frac{\partial^2 \vec{r}_1}{\partial \lambda \partial \mu}, \quad N_1 = \vec{n}_1 \frac{\partial^2 \vec{r}_1}{\partial \mu^2}, \quad (9)$$

где  $\vec{n}_1$  — единичный вектор нормали к производящей поверхности.

Для определения коэффициентов (8) и (9) для производящей инструментальной поверхности (4) первые производные функции радиуса-вектора  $\vec{r}_1$  имеют вид (5).

Вторые производные для производящей поверхности будут иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} \partial^2 \vec{r}_1 / \partial \lambda^2 &= f_1'' \vec{i}_1 + f_2'' \vec{j}_1, \\ \partial^2 \vec{r}_1 / \partial \lambda \cdot \partial \mu &= 0, \\ \partial^2 \vec{r}_1 / \partial \mu^2 &= r_1''(\mu) = 0. \end{aligned} \quad (10)$$

Проекции единичного вектора нормали к производящей поверхности, используемой для формообразования накатного инструмента, определяются выражениями (7). Подставляя в выражения (8) значения производных, записанных при помощи выражений (5), получим:

$$E_1 = (f_1')^2 + (f_2')^2, \quad F_1 = 0, \quad G_1 = 1. \quad (11)$$

С учетом значений вторых производных и выражений, описывающих проекции нормалей к обработанной поверхности, выражения (9) после несложных преобразований принимают следующий вид:

$$\begin{aligned} L_1 &= (f_1'' f_2' - f_1' f_2'') / \sqrt{((f_1')^2 + (f_2')^2)}, \\ M_1 &= 0, \quad N_1 = 0. \end{aligned} \quad (12)$$

Используя выражения, описывающие коэффициенты первой и второй квадратичной форм, определим нормальные кривизны линий контакта, лежащих на производящей инструментальной поверхности. С этой целью используем известный метод из дифференциальной геометрии [5]:

$$K = L_1 d\lambda^2 / (E_1 d\lambda^2 + G_1 d\mu^2). \quad (13)$$

Исследуемые направления, в которых определяется кривизна производящей поверхности, зависят от отношения  $\partial \lambda / \partial \mu$ . Так, например, нормальные кривизны вдоль линий  $\mu = const$  и  $\lambda = const$  являются в рассматриваемом случае главными и будут равны

$$K_{\mu} = L_1/E_1 = (f_1'f_2'' - f_1''f_2') / \left[ (f_1')^2 + (f_2')^2 \right]^{3/2}, \quad (14)$$

$$K_{\lambda} = N_1/G_1 = 0.$$

$$-f_1' \partial_{\mu} / \partial t \left[ (f_1 - r_1)(1 - u_{21} \cos \gamma) + \mu u_{21} \sin \gamma \sin \varphi_1 - a_w u_{21} \cos \gamma \cos \varphi_1 \right] + f_2' \mu / \partial t \left[ -f_2 (1 - u_{21} \cos \gamma) + \mu u_{21} \sin \gamma \cos \varphi_1 - a_w u_{21} \cos \gamma \sin \varphi_1 \right] = 0. \quad (15)$$

Уравнения (3) и (15) при определенном значении угла поворота инструмента представляют собой контактные линии на поверхности производящего инструмента в станочном зацеплении инструмента и заготовки.

Благодаря выведенным выражениям удалось разработать схему формообразования гиперболоидных накатных инструментов, применяемых для накатки осей локомотивов и тяговых зубчатых колес подвижного состава на серийном станочном оборудовании.

С целью стабилизации процесса накатки деталей колесных пар подвижного состава и устранения недостатков существующей технологии накатки разработаны новый накатной инструмент и технология накатки оси и тягового зубчатого колеса. Накатка деталей при помощи предложенного инструмента должна осуществляться таким образом, чтобы контактные линии на обрабатываемой детали располагались под углом к относительной скорости скольжения инструмента и детали. В этом случае

Относительная скорость скольжения располагается в касательной плоскости к производящей поверхности, поэтому основное уравнение станочного зацепления соприкасающихся поверхностей принимает следующий вид:

накатной инструмент представляет собой огибающую накатываемой детали в пространственном станочном зацеплении. Разработка новой схемы формообразования накатного инструмента, а также технологий обработки деталей при помощи этого инструмента приводит к стабилизации качества накатанной поверхности.

**Выводы.** В процессе выполнения работы получены следующие научные результаты:

1. Разработана математическая модель, описывающая профиль режущих кромок инструментальной производящей поверхности.
2. Найдены в векторной форме уравнения производящей поверхности, являющейся инструментальным производящим колесом.
3. Определено станочное зацепление и найдены основные элементы изготавливаемой инструментальной поверхности, такие как кривизны зубьев и контактные линии.
4. Разработана принципиально новая схема формообразования накатного инструмента в пространственном станочном зацеплении.

#### Список источников

1. Гавриленко В. А. Зубчатые передачи в машиностроении. М. : Машигиз, 1962. 531 с.
2. Калашиников С. Н. Зубчатые колеса и их изготовление. М. : Машиностроение, 1983. 264 с.
3. Кривошея А. В. Методика построения исходных производящих контуров при автоматизированном проектировании незвольвентных зубообрабатывающих инструментов // Резание и инструмент в технологических системах. Харьков : ХГПУ, 1997. С. 139–143.
4. Литвин Ф. Л. Теория зубчатых зацеплений. М. : Наука, 1968. 584 с.
5. Бермант А. Ф., Аранович И. Г. Краткий курс математического анализа. М. : Наука, 1973. 736 с.

© Витренко В. А., Ефимов А. А., Михайлова А. Д., Стоянов А. А.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. железнодорожного транспорта ЛГУ им. В. Даля Киреевым А. Н., к.т.н., доц. каф. ТОМП ДонГТУ Кучмой С. Н.

Статья поступила в редакцию 12.12.2024.

**СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ**

**Витренко Владимир Алексеевич**, д-р техн. наук, профессор каф. технологии машиностроения и инженерного консалтинга

Луганский государственный университет имени Владимира Даля,  
г. Луганск, Россия,  
e-mail: vitrenko.vl@gmail.com

**Ефимов Александр Александрович**, канд. техн. наук, доцент каф. технологии машиностроения и инженерного консалтинга

Луганский государственный университет имени Владимира Даля,  
г. Луганск, Россия

**Михайлова Александра Дмитриевна**, канд. техн. наук, доцент каф. технологии машиностроения и инженерного консалтинга

Луганский государственный университет имени Владимира Даля  
г. Луганск, Россия

**Стоянов Александр Александрович**, канд. техн. наук, доцент, зав. каф. обработки металлов давлением и сварки

Луганский государственный университет имени Владимира Даля,  
г. Луганск, Россия

**\*Vitrenko V. A., Efimov A. A., Mikhailova A. D., Stoyanov A. A.** (Lugansk State University named after Vladimir Dahl, Lugansk, Russia, \*e-mail: vitrenko.vl@gmail.com)

**KNURLING TOOL DEVELOPMENT FOR KNURLING THE ROLLING STOCK PARTS**

*In the work presented here, the authors have developed a formation scheme of knurling tool that is used for knurling axles and gears of rolling stock. The tools are manufactured according to the third-class formation scheme on serial machining facilities with the use of cylindrical and serrated tool surfaces. The outer surface of such a tool has a hyperboloidal shape. In the tooling process, the relative motion in the machine tool's mesh is caused by two independent parameters, such as: generating motion and feed motion along the rectilinear generator of the workpiece being made.*

**Key words:** roll burnisher, hyperboloid billet, tool, relative motion, slip velocity, profile, touched point.

**Funding:** the research was carried out within the state assignment of Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation for the provision of government services (performance of works) on the theme "Increase of productivity and accuracy of hardening machining of rolling stock parts due to development of fundamentally new geometry of knurling tool" (theme code: FREE-2023-0001).

**References**

1. Gavrilenko V. A. Gears in mechanical engineering [Zubchatye peredachi v mashinostroyenii]. M. : Mashgiz, 1962. 531 p. (rus)
2. Kalashnikov S. N. Gear wheels and their manufacture [Zubchatye koleasa i ih izgotovlenie]. M. : Mashinostroyenie, 1983. 264 p. (rus)
3. Krivosheya A. V. Methodology of construction of initial production contours for automated design of non-volute tooth-processing tools [Metodika postroyeniya iskhodnykh proizvodnyashchih konturov pri avtomatizirovannom proektirovanii neevol'ventnykh zuboobrabatyvayushchih instrumentov]. Cutting & Tool in Technological System. Har'kov : KhGPU, 1997. Pp. 139–143. (rus)
4. Litvin F. L. Gear theory [Teoriya zubchatykh zaceplenij]. M. : Nauka, 1968. 594 p. (rus)
5. Bermant A. F., Aranovich I. G. Short course of mathematical analysis [Kratkij kurs matematicheskogo analiza]. M. : Nauka, 1973. 736 p. (rus)



**INFORMATION ABOUT THE AUTHORS**

**Vitrenko Vladimir Alekseevich**, Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department  
Lugansk State University named after Vladimir Dahl  
Lugansk, Russia,  
e-mail: vitrenko.vl@gmail.com

**Efimov Aleksandr Aleksandrovich**, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of  
Mechanical Engineering Technology and Engineering Consulting  
Lugansk State University named after Vladimir Dahl,  
Lugansk, Russia

**Mikhailova Aleksandra Dmitrievna**, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of  
Mechanical Engineering Technology and Engineering Consulting  
Lugansk State University named after Vladimir Dahl,  
Lugansk, Russia

**Stoyanov Aleksandr Aleksandrovich**, PhD in Engineering, Assistant Professor, Head of the  
Department of Metal Forming and Welding  
Lugansk State University named after Vladimir Dahl,  
Lugansk, Russia

**Зинченко А. М., \*Кучма С. Н., Стародубов С. Ю.**  
 Донбасский государственный технический университет  
 \*E-mail: kuchmalana@mail.ru

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ ВАЛОВ РОТАЦИОННЫМ РЕЗЦОМ С ЧАШЕЧНЫМ ЭЛЕМЕНТОМ

*Работа посвящена токарной обработке нежестких валов. Предложен способ высокоскоростной токарной обработки нежесткого вала ротационным резцом с чашечным элементом. Установлено, что использование такого резца позволяет повысить точность обработки и качество обработанной поверхности нежесткого вала; увеличить период стойкости инструмента на 10...15 %.*

**Ключевые слова:** нежесткий вал, токарная обработка, безвершинный резец, брьющее точение, ротационный резец, высокоскоростная обработка, смазывающе-охлаждающая жидкость, стойкость резца.

**Проблема и её связь с научными и практическими задачами.** Одними из наиболее трудоемких при изготовлении являются детали, обладающие малой жесткостью, особенно нежесткие валы.

В виду малой жесткости обрабатываемого нежесткого вала технологическая система «станок — приспособление — инструмент — заготовка» оказывается крайне чувствительной к действию внешних поперечных сил и динамических факторов, сопутствующих процессу резания.

В связи с этим обработка нежестких валов связана со значительными трудностями, обусловливаемыми деформацией обрабатываемой детали под действием сил резания, а также возникновением вибраций детали в процессе обработки, которые бывают настолько интенсивными, что на практике вынуждают существенно снижать режим резания, прибегать к многопроходной обработке, приводят к снижению стойкости и долговечности режущего инструмента [1].

Важным условием при обработке нежестких валов инструментом с явной вершиной является необходимость точной установки вершины по центру заготовки. Это связано с тем, что фактические значения переднего и заднего углов зависят не

только от заточки, но и от погрешности установки инструмента на станке [2].

Смещение лезвия выше или ниже линии центров приведет к тому, что режущая кромка коснется поверхности заготовки нежесткого вала в некоторой точке А (рис. 1), в которой вектор скорости резания будет повернут относительно его исходного положения [3].

Следовательно, произойдет поворот статической основной плоскости вместе с вектором скорости резания, что вызовет изменение положения статической системы координат.

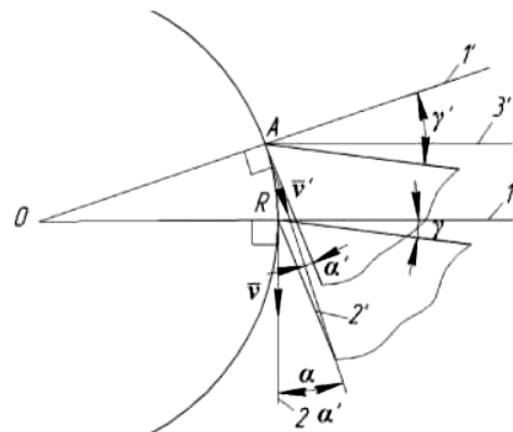


Рисунок 1 — Изменение переднего и заднего углов при различной установке резцов

Таким образом, при неправильной установке резца произойдет изменение его геометрических параметров относительно обрабатываемой заготовки нежесткого вала, в результате чего характеристики процесса (сила резания, трение) и результаты обработки (шероховатость, точность) могут не совпадать с заложенными на стадии проектирования технологического процесса. Одним из существенных недостатков резцов с вершиной в плане является сама вершина, которая будет слабым местом режущего лезвия. Вследствие быстрого её износа размерная точность обработки будет нарушена, также снизится качество обработанной поверхности, что является недопустимым при чистовой обработке нежесткого вала. Исключить вершину из процесса обработки можно, используя резцы с широкой главной режущей кромкой, наклоненной к оси вращения заготовки, которые также называют безвершинными резцами. Они имеют различное конструктивное исполнение и работают по различным технологическим схемам [1, 2, 4–6]. Вместе с тем они имеют ряд принципиальных сходств: вершина (как материальная точка) отсутствует, вспомогательные режущие кромки отсутствуют, в работе участвует одна протяженная главная режущая кромка.

Одним из вариантов реализации косоугольного точения безвершинными резцами является продольное точение широким резцом с перемещаемой кромкой [1, 7], у которого главный угол в плане  $\varphi$  равен нулю. Схема такого точения представлена на рисунке 2.

Как отмечено в работе [1], подобный способ чистовой токарной обработки нежестких валов обладает рядом преимуществ по сравнению с обычными резцами, имеющими вершину. Основные из них:

1) инструмент работает по принципу свободного резания, когда в работе участвует только прямолинейная главная режущая кромка (без вершины и вспомогательных режущих кромок);

2) отсутствие вершины позволяет повысить стойкость режущей кромки;

3) меньшее значение толщины срезаемого слоя по сравнению с обычными резцами, в результате чего возможна обработка с большими значениями подачи;

4) уменьшение толщины срезаемой стружки в направлении к обработанной поверхности;

5) при обработке прерывистых поверхностей достигается плавность врезания;

6) поскольку у режущей кромки отсутствует работающая вершина, существует возможность обновления калибрующего участка лезвия за счет перемещения резца вдоль режущей кромки.

Наряду с вышеперечисленными достоинствами стоит отметить и существенный недостаток — область применения ограничена, поскольку возможна лишь обработка наружных поверхностей нежестких валов с достаточным выходом для резца, а при обработке ступенчатых поверхностей будет образовываться протяженная галтель между двумя ступенями детали.

Необходимо отметить, что для токарной обработки нежестких валов применяются резцы, в державке которых на подшипниках установлен шпиндель с закрепленным чашечным режущим элементом, вращающимся под действием сил резания [8]. Однако отсутствие возможности регулирования подачи смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) негативно влияет на долговечность резца.

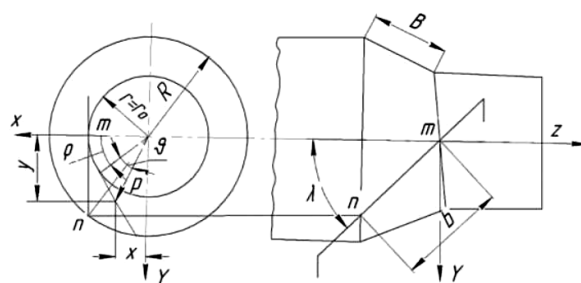


Рисунок 2 — Схема продольного точения резцом с перемещаемой режущей кромкой [2]

**Постановка задачи.** Таким образом, для высокоскоростной токарной обработки нежестких валов необходимо усовершенствовать конструкцию ротационного резца с чашечным элементом, которая обеспечит повышение его износостойкости и долговечности.

**Объект исследования** — токарная обработка нежестких валов: валов с отношением длины  $L$  к приведенному диаметру  $D$  более 12 ( $L/D > 12$ ).

**Предмет исследования** — процесс высокоскоростной токарной обработки нежестких валов ротационным резцом с чашечным элементом.

**Задачей исследования** является повышение точности высокоскоростной токарной обработки нежестких валов путем применения ротационного резца с чашечным элементом.

**Методика исследования.** Представленные в работе результаты получены путем проведения теоретических исследований с использованием современного программного обеспечения и средств вычислительной техники на основе векторного исчисления, математического анализа и компьютерного моделирования. Экспериментальные исследования проводились в лабораторных условиях с использованием методик, приборов и установок для определения силовых зависимостей процесса резания, характеристик деформации обрабатываемого материала, точности и шероховатости обработанной поверхности.

**Изложение материала.** Поставленная в работе задача повышения точности высокоскоростной токарной обработки нежестких валов решается применением ротационного резца с чашечным элементом. Конструкция ротационного резца может включать корпус, шпиндель, установленный в корпусе на подшипниках, чашечный режущий элемент, закрепленный на шпинделе, имеющем центральное отверстие и устройство для подачи охлаждающей жидкости. Резец оборудован гидростатическими подшипниками, регулируемым устройством в виде золотника,

расположенного в центральном отверстии шпинделя с возможностью осевого перемещения регулировочного винта, пружины и шариков, расположенных между конической поверхностью и золотником. Причем между карманами гидростатического подшипника и центральным отверстием расположена дросселирующая щелевая перемычка, а между центральным отверстием и чашечным режущим элементом — специальные каналы. Кроме того, для подвода смазочно-охлаждающей жидкости в конструкции резца предусмотрен подводящий канал, расположенный непосредственно между насосом и центральным отверстием в шпинделе.

Сопротивление дросселирующей перемычки выбирается из условия обеспечения давления в кольцевой расточке, величина которого гарантировала бы преодоление центробежных сил, а именно:

$$p \geq 1,2\rho(nR)^2,$$

где  $\rho$  — плотность рабочей жидкости;  
 $n$  — частота вращения шпинделя в резце;  
 $R$  — радиус шпинделя в гидростатическом подшипнике.

Каналы, соединяющие центральное отверстие шпинделя с охлаждаемой поверхностью чашечного режущего элемента, выполнены в виде спиральных канавок переменного сечения, а в качестве рабочей жидкости гидростатического подшипника используется смазочно-охлаждающая жидкость.

Резец (рис. 3) состоит из корпуса 1, подшипниковых втулок 2 и 3 с радиальными и торцевыми карманами, которые вместе со шпинделем 4 создают гидростатические подшипники, в которые через дроссели А и Б подается рабочая жидкость. На шпинделе 4 с помощью гайки 5 закреплен чашечный режущий элемент 6. В шпинделе имеется центральное ступенчатое отверстие 7, в которое вставлен золотник 8. На торце гайки 5 имеются специальные спиральные каналы 9 переменного сечения, предназначенные для подачи смазочно-охлаждающей жидкости в зону обработки. Каналы 9 с помощью коль-

МАШИНОСТРОЕНИЕ

цевой канавки 10 и каналов 11 соединяются с левой частью центрального ступенчатого отверстия 7 шпинделя 4. В подшипниковой втулке 3 выполнена кольцевая расточка 12, соединенная с центральным ступенчатым отверстием 7 радиальными каналами 13. Между расточкой 12 и радиальными карманами втулки 3 расположена дросселирующая перемычка 14. Дренажная кольцевая канавка 15 соединена со сливной полостью каналом 16. Между левой и правой частями центрального ступенчатого отверстия расположена коническая поверхность 17, к которой в нерабочем положении (при отсутствии вращения резца), прижимается конус золотника 8. На правом торце шпинделя 4 расположена коническая поверхность 18, на которой размещены шарики 24, которые взаимодействуют с торцевой поверхностью золотника 8.

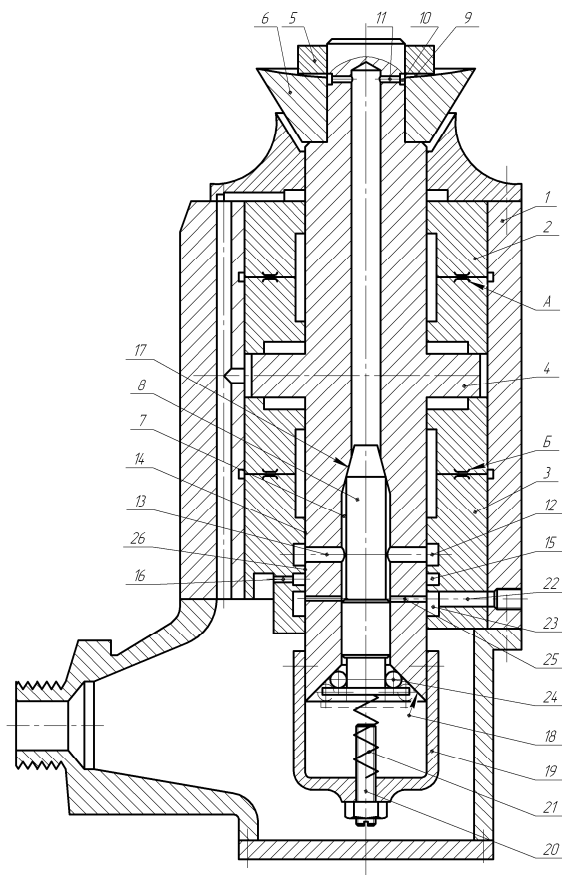


Рисунок 3 — Ротационный резец для высокоскоростной токарной обработки нежестких валов

На правом конце шпинделя закреплен стакан 19 с регулировочным винтом 20. Между стаканом 19 и золотником 8 установлена пружина 21. Дополнительно предусмотрен канал 22, кольцевая проточка 23 и каналы 25, соединенные с правой полостью центрального ступенчатого отверстия 7 шпинделя 4. Между проточкой 23 и канавкой 15 расположена кольцевая щель 26. Резец работает следующим образом. Рабочая жидкость от источника давления подается через дроссели А и Б в карманы подшипниковых втулок 2 и 3 гидростатических подшипников, далее через дросселирующую перемычку 14 в кольцевую расточку 12, из которой по каналам 13 попадает в правую полость центрального ступенчатого отверстия 7 шпинделя 4. Перед началом работы чашечного режущего элемента 6 золотник 8 своей конической частью прижимается пружиной 21 к конусу 17 в центральном ступенчатом отверстии 7 шпинделя 4, перекрывая попадание жидкости в левую полость центрального ступенчатого отверстия 7 и в зону резания, а рабочая жидкость из правой полости центрального ступенчатого отверстия 7 через кольцевую щель 26 попадает в кольцевую канавку 15 и далее по каналу 16 в сливную полость.

При вращении шпинделя 4 с чашечным режущим элементом 6 под действием центробежных сил шарики 24 перемещаются к периферии конической поверхности 18. Движение происходит в радиальном и осевом направлениях. Упираясь в торцевую поверхность золотника 8, шарики 24 обеспечивают его сдвиг вправо, открывая рабочей жидкости доступ в левую часть центрального ступенчатого отверстия 7, далее по каналам 9 в гайке 5 в зону охлаждения. При увеличении скорости резания, и, соответственно, частоты вращения шпинделя 4 возрастает величина центробежной силы, которая действует на шарики 24. Соответственно, шарики 24 смещают золотник 8 вправо, зазор между конусом золотника 8 и конической поверхностью 14 увеличивается. Вследствие этого увеличивается по-

дача жидкости в левую часть центрального ступенчатого отверстия 7 и в зону охлаждения. Предельная величина сдвига золотника 8 регулируется винтом 20, расположенным в торцевой стенке стакана 19. Выполнение каналов 9 в виде спирали (например, спирали Архимеда) увеличивает продолжительность контакта смазочно-охлаждающей жидкости с рабочей поверхностью чашечного режущего элемента, а переменное сечение канала позволяет повысить скорость утечки и распыления смазочно-охлаждающей жидкости.

В случае необходимости отключения подачи смазочно-охлаждающей жидкости в зону резания винт 20 вкручивается до упора в поверхность золотника 8, сдвигает его влево и перекрывает подачу смазочно-охлаждающей жидкости. Для увеличения объема подачи смазочно-охлаждающей жидкости и интенсификации охлаждения, а также с целью обеспечения возможности использования различных видов смазочно-охлаждающей жидкости, которые отличаются от рабочей жидкости, используемой в гидростатическом подшипнике, или при установке шпинделя ротационного резца в обычных опорах скольжения смазочно-охлаждающая жидкость может подаваться по отдельному каналу 22 непосредственно от насоса в кольцевую проточку 23 и далее в центральное ступенчатое отверстие 7 и в зону охлаждения. Автоматическая регулировка подачи смазочно-охлаждающей жидкости на рабочие поверхности чашечного режущего элемента и в зону обработки позволит обеспечить надежное охлаждение как участка режущей кромки, непосредственно участвующего в резании, так и прилегающих частей инструмента, способствуя более интенсивному отводу тепла из зоны ре-

зания. Особенно актуальным вопрос охлаждения инструмента становится при высокоскоростном резании, поскольку с ростом скорости резания возрастают тепловыделения, и температура инструмента может превысить температуру красностойкости инструментального материала, приводя к интенсивному износу резца.

Постоянное жидкостное трение, высокое демпфирование гидростатических подшипников и практическое отсутствие внешних динамических воздействий, за исключением процесса резания, позволяют повысить долговечность резца, качество и точность обработки.

Экспериментальные исследования, проведенные на образце из стали 40Х ГОСТ 4543-2016 с размерами  $\varnothing 70 \times 1350$  мм, показали, что применение такого ротационного резца для высокоскоростной токарной обработки обеспечивает высокую точность обработки и шероховатость поверхности. Износостойкость высокоскоростного ротационного резца увеличивается от 10 до 15 % по сравнению со стандартными универсальными резцами.

Таким образом, выполненные исследования позволили сделать следующие **выводы**:

1. В результате применения ротационного резца с чашечным элементом повышаются точность обработки и качество обработанной поверхности нежесткого вала.

2. Такой ротационный резец может быть также использован в конструкциях с принудительным вращением резца при достаточной скорости его вращения.

3. Усовершенствованная конструкция ротационного резца позволяет увеличить его износостойкость по сравнению со стандартными универсальными резцами.

#### Список источников

1. Филиппов А. В. Повышение точности обработки нежестких валов путем оптимизации параметров бегущего течения : дисс. ... канд. техн. наук. Юрга, 2015. 194 с.
2. Полетика М. Ф. Теория резания. Томск. : Изд-во ТПУ, 2001. Ч. 1 : Механика процесса резания. 202 с.

3. Минасян Г. С. Шероховатость поверхности при точении безвершинным резцом БРМ-1 // Известия академии наук АССР. 1970. № 4. С. 3–6.

4. Бобро В. Ф., Иерусалимов Д. Е. Резание металлов самовращающимися резцами. М. : Машиностроение, 1972. 110 с.

5. Галоян Г. П. Теоретические основы нового процесса диагонального точения с обоснованием путей его реализации : дисс. ... канд. техн. наук. Ленинкан, 1986. 157 с.

6. Зелинский В. В., Карпов А. В. Совершенствование чистовой токарной обработки путём применения инструментов безвершинных конструкций // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2011. № 3. С. 73–76.

7. Филиппов А. В. Косоугольное точение брьющими резцами // Актуальные проблемы в машиностроении : сб. науч. тр. I междунар. науч.-практ. конф. Новосибирск : Изд-во НГТУ, 2014. С. 236–241.

8. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов : а. с. 730483 СССР. № 26649884/25-08 ; заявл. 18.09.78 ; опубл. 30.04.80, Бюл. 16. 3 с.

© Зинченко А. М., Кучма С. Н., Стародубов С. Ю.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. ЛГУ им. В. Даля Витренко В. А.,  
к.т.н., доц., зав. каф. ММК ДонГТУ Денисовой Н. А.**

Статья поступила в редакцию 11.12.2024.

#### **СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ**

**Зинченко Андрей Михайлович**, канд. экон. наук, доцент, зав. каф. технологии и организации машиностроительного производства  
Донбасский государственный технический университет,  
г. Алчевск, Россия

**Кучма Светлана Николаевна**, канд. техн. наук, доцент каф. технологии и организации машиностроительного производства  
Донбасский государственный технический университет,  
г. Алчевск, Россия,  
e-mail: kuchmalana@mail.ru

**Стародубов Сергей Юрьевич**, старший преподаватель каф. технологии и организации машиностроительного производства  
Донбасский государственный технический университет,  
г. Алчевск, Россия

**Zinchenko A. M., \*Kuchma S. N., Starodubov S. Yu.** (Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, \*e-mail: kuchmalana@mail.ru)

#### **INCREASING THE EFFICIENCY OF TURNING NON-RIGID SHAFTS BY A ROTARY CUTTER WITH A CUP ELEMENT**

*The work deals with turning of non-rigid shafts. A method of high-speed turning of a non-rigid shaft by a rotary cutter with a cup element is proposed. It has been found that the use of such cutters allows to increase the accuracy of machining and the quality of machined surface of the non-rigid shaft; to increase the tool life by 10...15 %.*

**Key words:** non-rigid shaft, turning, peakless cutter, shaving turning, rotary cutter, high-speed processing, rolling solution, cutting-tool life.



## References

1. Filippov A. V. Increase of machining accuracy of non-rigid shafts by optimization of shaving turning parameters : diss. ... cand. of tech. sciences [Povyshenie tochnosti obrabotki nezhestkih valov putem optimizacii parametrov breyushchego tocheniya : diss. ... kand. tekhn. nauk]. Yurga, 2015. 194 p. (rus)
2. Poletika M. F. Theory of cutting : Part 1 : Mechanics of cutting process [Teoriya rezaniya : Ch. 1 : Mekhanika processa rezaniya]. Tomsk : Izd-vo TPU, 2001. 202 p. (rus)
3. Minasyan G. S. Surface roughness during turning with a peakless cutter BRM-1 [Sherohovatost' poverhnosti pri tochenii bezvershinnyim rezcom BRM-1]. Izvestiya akademii nauk ASSR. 1970. No. 4. Pp. 3–6. (rus)
4. Bobro V. F., Ierusalimov D. E. Cutting of metals with self-rotating cutters [Rezanie metallov samovrashchayushchimisya rezcami]. M. : Mashinostroenie, 1972. 110 p. (rus)
5. Galoyan G. P. Theoretical foundations of a new process of diagonal turning with justification of ways for its realization : diss. ... cand. of tech. sciences [Teoreticheskie osnovy novogo processa diagonal'nogo tocheniya s obosnovaniem putej ego realizacii : diss. ... kand. tekhn. nauk]. Leninsk, 1986. 157 p. (rus)
5. Zelinskij V. V., Karpov A. V. Using peakless design tools to improve finishing turning [Sovershenstvovanie chistovoj tokarnoj obrabotki putyom primeneniya instrumentov bezvershinnykh konstrukcij]. Mechanical engineering and life safety. 2011. No. 3. Pp. 73–76. (rus)
7. Filippov A. V. Bevel turning with shaving cutters [Kosougol'noe tochenie breyushchimi rezcami]. Aktual'nye problemy v mashinostroenii : sbornik nauchnykh trudov I mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoy konferencii. Novosibirsk : Izd-vo NGTU, 2014. Pp. 236–241. (rus)
8. Progressive schemes of rotary cutting of metals : a. s. 730483 USSR. No. 26649884/25-08 ; submitted 18.09.78 ; published 30.04.80, Bull. 16. 3 p.

## INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

**Zinchenko Andrey Mikhailovich**, PhD in Economic Sciences, Assistant Professor, Acting Head of the Department of Technology and Machine-building Production  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia

**Kuchma Svetlana Nikolayevna**, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Technology and Machine-building Production  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia,  
e-mail: kuchmalana@mail.ru

**Starodubov Sergey Yuriyevich**, Senior lecturer of the Department of Technology and Machine-building Production  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia

*\*Денисова Н. А., Подлипенская Л. Е., Козачишен В. А.  
Донбасский государственный технический университет  
\*E-mail: natdeny@yandex.ru*

## КЛАССИФИКАЦИЯ ПСИХОФИЗИОЛОГИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ЧЕЛОВЕКА-ОПЕРАТОРА В РЕЖИМЕ РЕАЛЬНОГО ВРЕМЕНИ НА БАЗЕ ДАННЫХ, ПОСТУПАЮЩИХ С ДАТЧИКОВ ИНДИВИДУАЛЬНОГО УСТРОЙСТВА

*Исследования посвящены разработке подхода к оценке психофизиологического состояния человека-оператора на основе данных, поступающих в режиме реального времени с датчиков носимого индивидуального устройства. Предложено использовать в качестве математической модели метод нечеткого логического вывода. В работе предложен нечеткий классификатор, который на основе показателей датчиков носимого устройства генерирует оценку функционального состояния оператора, характеризующего его способность к выполнению рабочих функций.*

**Ключевые слова:** психофизиологическое состояние, классификация, человек-оператор, носимое устройство, нечеткий логический вывод.

**Финансирование:** исследования выполнены за счет средств федерального бюджета по теме «Экспертная система обеспечения надежности металлургического оборудования с учетом психофизиологического состояния оператора в реальном времени» (код темы: FRRU-2023-0005 в ЕГИСУ НИОКРП).

**Проблема и её связь с научными и практическими задачами.** Профессионализм специалиста, участвующего в металлургическом производстве, является составной частью надежности сложной производственной системы, называемой «Человек — машина».

Несмотря на то, что предприятия металлургического комплекса с полным производственным циклом — это высокотехнологичные и инновационные производства, они не обходятся без главной составляющей — человека. Человеческий фактор является особой группой, оказывающей влияние на функционирование сложных технических систем (СТС).

Среди множества профессий, необходимых в металлургических производствах, особое место занимает профессия, которую принято называть «человек-оператор». В рамках данной статьи в сокращенном виде будет употребляться термин «оператор».

Согласно ГОСТ 12.0.03-2015, в процессе напряженной трудовой деятельности

оператор испытывает нервно-психические перегрузки, которые связаны с умственным перенапряжением, напряженностью слуховых, зрительных и прочих анализаторов, монотонностью внешних воздействий. Также большое влияние на психическую напряженность оператора оказывает уровень его профессиональной подготовки, степень владения необходимыми производственными компетенциями, опыт работы и др.

Психофизиологическое состояние (ПФС) — это совокупность трёх составляющих:

1. Внутренних психофизиологических условий.
2. Внешней среды, в том числе и социальной.
3. Факторов производственной деятельности.

Психофизиологическое состояние определяет уровень активности функций и систем организма, особенности жизнедеятельности и в большой мере влияет на работоспособность и поведение человека.

В последнее время на производственных предприятиях активно внедряются механизмы для мониторинга влияния человеческого фактора на устойчивость технологических систем и обеспечения безопасного производства. В основе таких систем лежит подход непрерывного слежения за состоянием оператора на основании показаний датчиков, снимающих данные о психофизиологической деятельности работника в режиме реального времени.

Наиболее распространенные в практике отечественных и зарубежных ученых методы диагностики работоспособности и утомления работников:

– физиологические методы: измерение частоты сердечных сокращений (ЧСС) и артериального давления (АД), кожно-гальванической реакции (КГР), показатели электроэнцефалографии (ЭЭГ), электрокардиографии (ЭКГ) и др. [1–2];

– психофизиологические методы, основанные на применении специальных тестов: оценка сложных сенсорно-моторных реакций (ССМР) и реакций на движущийся объект (РДО) [3]; методы корректурных проб [4]; оценка субъективного уровня утомления по шкалам: FAS [5], BFI «Краткий опросник утомления», RPE — шкала Борга и др. [2].

В настоящее время разработан ряд систем, которые оценивают степень готовности оператора к производственной деятельности как на основании отдельных показателей [6–8], так и комплексных оценок [9]. Для обработки данных регулярного контроля и формулирования итогового результата используются различные математические модели, такие как вероятностно-статистические, имитационные, экспертные и др.

В последнее время достаточно эффективно работают экспертные системы, построенные на моделях нечеткого логического вывода [6, 10].

Несмотря на большое количество работ, связанных с изучением человеческого фактора (ЧФ) и его влияния на безопасность функционирования системы «Чело-

век — машина», остаются актуальными направления исследования особенностей проявления ЧФ в конкретных производственных системах определенных отраслей народного хозяйства.

**Постановка задачи.** В Донбасском государственном техническом университете в течение ряда лет проводились исследования по созданию и внедрению на металлургическом производстве носимого устройства для определения психофизиологического состояния оператора [11–13]. На выходе устройства определялись отдельные показатели ПФС работника: показатели КГР, ЧСС, АД, температура окружающей среды и тела, данные акселерометра и GPS позиционирование работника на карте [13]. Для эффективного использования устройства необходимо в его программное обеспечение внедрить модуль по интегральной оценке психофизиологического состояния оператора с распознаванием критических состояний и соответствующими рекомендациями.

В связи с этим *целью* настоящей работы является разработка математической модели оценки ПФС оператора и усовершенствование на базе этой оценки классификации его функционального состояния.

**Объект исследования** — психофизиологическое состояние оператора металлургического оборудования.

**Предмет исследования** — оценка и классификация ПФС оператора металлургического оборудования на основе данных, поступающих с датчиков индивидуального устройства.

**Методика исследования.** «Функциональное состояние оператора — это комплекс наличных характеристик тех функций и качеств человека, которые прямо или косвенно обуславливают выполнение трудовой деятельности» [14]. Для определения психофизиологической оценки функционального состояния оператора выделяют две составляющие:

– *физиологическое состояние*, которое подлежит объективной регистрации и кон-

тролю при помощи показателей деятельности центральной нервной системы, сердечно-сосудистой, дыхательной и т. п.;

– *психическое состояние*, оцениваемое при помощи различных психометрических процедур, в том числе психологических тестов, характеризующихся значительной долей субъективности в оценках. Это такие показатели функциональной деятельности оператора, как утомляемость, работоспособность и др.

Как правило, показатели первой группы могут быть основаны на измерениях в режиме реального времени с помощью соответствующих датчиков. Они входят в блок показателей постоянного мониторинга работы технических устройств.

Показатели второй группы определяются периодически, преимущественно на основании атрибутивных характеристик операторов и результатов психологических тестов.

Функциональное состояние оператора в сложных условиях металлургического производства зависит не только от его личностных характеристик, но и в значительной мере от ситуации, которая скла-

дывается в текущих условиях функционирования реального производственного процесса. Поэтому оценка психофизиологического состояния оператора СТС является составной частью общей системы оценки надежности безопасного функционирования системы «Человек — машина».

На рисунке 1 представлена принципиальная схема экспертной системы (ЭС), которая оценивает безопасность функционирования металлургического оборудования с учетом психофизиологического состояния оператора на базе автоматизированной системы мониторинга. На схеме отдельными блоками выделены техническая компонента — блок О «Оборудование» — и блок Ч «Человеческий фактор». Поскольку для функционирования экспертной системы в реальном времени требуются не только текущие показатели с контрольных датчиков, но и ряд условно постоянных данных о производственных процессах, оборудовании, профессиональной подготовке работников и др., то в системе мониторинга предусмотрено два режима: «Периодический мониторинг» и «Постоянный мониторинг».

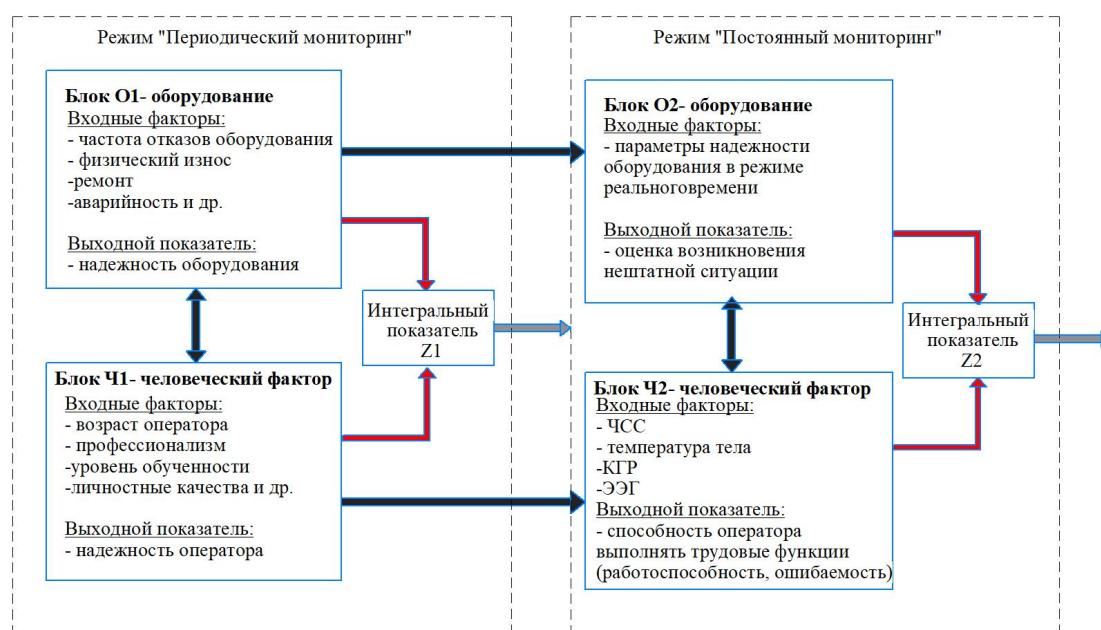


Рисунок 1 — Схема исследования надежности функционирования сложных технических систем металлургического оборудования с учетом человеческого фактора

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

В данном исследовании представлена часть общего исследования «Экспертная система обеспечения надежности металлургического оборудования с учетом психофизиологического состояния оператора в реальном времени» — разработка математической модели оценки психофизиологического состояния оператора (блок Ч, «Постоянный мониторинг»).

Данные о функциональных характеристиках оператора часто имеют размытый характер, а степень готовности его к работе определяется экспертами со значительной степенью неопределенности в выносимых суждениях. Поэтому для создания математической модели оценки и нечеткой классификации ПФС оператора в работе используются экспертные методы и методы, основанные на нечетких множествах. Нечеткий логический вывод выполняется на основе алгоритма Мамдани (Mamdani) [15].

**Изложение материала.** ПФС оператора в значительной мере влияет на такие его

рабочие характеристики, как утомляемость, работоспособность, ошибаемость и др.

Надежность функционирования предприятий черной металлургии определяется не только надежностью работы оборудования, но и психофизиологическим состоянием человека-оператора, им управляющего. В таблице 1 приведены характерные действия и умения операторов ряда профессий металлургического производства.

В процессе работы оператор может совершать ошибки, которые в условиях опасных металлургических производств приводят как к техническим поломкам, остановкам работы, авариям, так и к снижению уровня безопасности работников. На схеме (рис. 2) представлены этапы деятельности человека-оператора при выполнении той или иной технологической операции и его ошибки, которые возможны на каждом из пяти этапов [17].

Таблица 1

Характеристика основных профессий операторов в металлургическом производстве (по материалам [16])

Профессия/ Код профстандарта	Наименование вида проф. деятельности/ Группа занятий/ код ОКЗ	Некоторые трудовые действия и умения, характерные для деятельности в качестве человека-оператора
Оператор машины непрерывного литья заготовок/ 27.013	Управление машиной непрерывной разливки стали/ Операторы металлоплавильных установок/8121	– визуальная и с использованием средств контрольно-измерительных приборов и аппаратуры (КИПиА), автоматизированной системы управления технологическим процессом (АСУТП) оценка отклонения параметров текущего состояния оборудования и устройств от нормы; – проверка работы контрольно-измерительных и управляющих систем запорной арматуры, гидравлической системы, готовности газорезки, электропривода и систем энергообеспечения машины непрерывного литья заготовок; – контроль исправного состояния управляющей и контрольно-измерительной аппаратуры
Оператор поста управления стана холодной прокатки/ 27.005	Управление процессом получения листового проката/ Операторы металлоплавильных установок/8121	– включение всех систем регулирования и контроля непрерывного стана холодной прокатки; – управление вспомогательными механизмами непрерывного стана (отгибатель, правильная машина, направляющие линейки, петлеобразующие устройства, натяжные ролики) при проводке переднего конца горячекатаного рулона в зев рабочих валков и моталку непрерывных станов холодной прокатки листового проката в рулонах

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Продолжение таблицы 1

Профессия/ Код профстандарта	Наименование вида проф. деятельности/ Группа занятий/ код ОКЗ	Некоторые трудовые действия и умения, характерные для деятельности в качестве человека-оператора
Оператор поста управления стана горячей прокатки/ 27.006	Управление технологическим процессом горячей прокатки/ Операторы технологических процессов производства металла/3135	– визуальная и с использованием средств КИПиА, АСУТП оценка состояния и отклонения от установленных значений параметров текущего состояния основного и вспомогательного оборудования, приводов, устройств и механизмов стана горячей прокатки; – интерактивная работа с АСУТП по регулируемым оператором поста управления параметрам технологического процесса, настройкам и режимам работы вспомогательного оборудования, машин и механизмов, относящимся к зоне ответственности работника, на обслуживаемом участке (участках) стана горячей прокатки; – осуществление управления манипуляторами, приемными и раскатными рольгангами, устройствами гидросбива окалины, шлепперами стана горячей прокатки; – использование средств и инструментариев АСУТП, соответствующих ПО рабочего места оператора стана горячей прокатки на обслуживаемом участке; – интерактивная работа с АСУТП по регулируемым параметрам технологического процесса, настройкам и режимам работы оборудования, машин и механизмов стана горячей прокатки

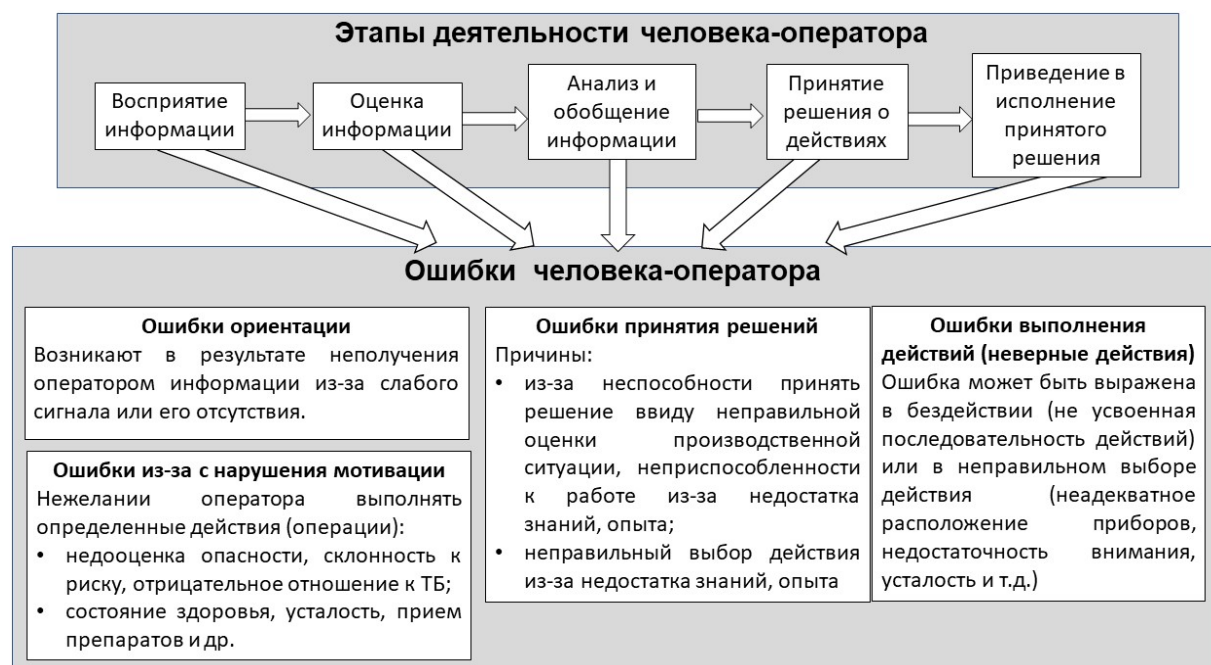


Рисунок 2 — Этапы деятельности человека-оператора и его ошибки [17]

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Как показано в работе [18], психологическое состояние оператора при помощи психометрических тестов может быть оценено показателями работоспособности, утомляемости и ошибаемости, которые взаимосвязаны и могут быть спрогнозированы при помощи имитационных моделей. Физиологическое состояние оператора, влияющее, несомненно, на его психическое состояние, в данной работе предлагается оценивать на основании данных, поступающих в режиме реального времени с датчиков индивидуального устройства [13]. С данного устройства, носимого оператором, по беспроводному каналу связи поступает информация от датчиков: показатели ЧСС ( $X_1$ ), температура тела ( $X_2$ ), КТР ( $X_3$ ), данные акселерометра и GPS позиционирование работника на карте предприятия для дальнейшей обработки. На рисунке 3 показаны стандартные шкалы [19] диагностики состояний работника в зависимости от значений показателей  $X_1$ ,  $X_2$ ,  $X_3$ .

В работе Р. Г. Антипова [20] показано применение подобных индикаторов для контроля ПФС специалиста при проведении технического обслуживания специальной техники. На экспериментальных данных исследователи обосновали диапа-

зоны показателей ЧСС, влажности кожных покровов и температуры термальных зон с различной степенью риска совершения неверных действий специалиста в ходе обслуживания технического устройства.

Для оценки состояния ПФС оператора сложного металлургического оборудования по комплексному критерию  $K$ , характеризующему возможность совершения им ошибок при управлении производственным процессом, в настоящей работе используется подход с использованием нечеткого логического вывода.

Математическая модель оценки ПФС характеризуется следующим образом:

– *входные лингвистические переменные (ЛП):*  $\beta_1$  — напряженность нагрузки, универсум —  $X_1 \in [0; 195]$ , рис. 3, а;  $\beta_2$  — температура тела, универсум —  $X_2 \in [29,5; 41,5]$ , рис. 3, б;  $\beta_3$  — кожно-гальваническая реакция, универсум —  $X_3 \in [5; 65]$ , рис. 3, в;

– *выходная лингвистическая переменная:*  $\beta$  — интегральное состояние ПФС, характеризующее его способность совершать производственные действия, универсум —  $K \in [0; 1]$ .

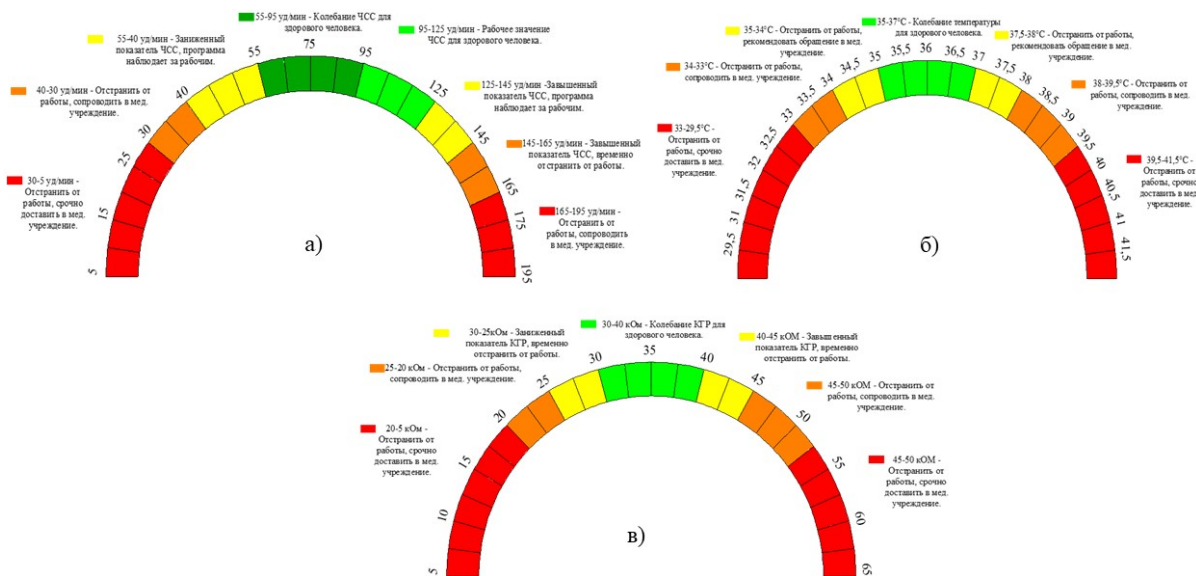


Рисунок 3 — Шкалы оценок состояния оператора по показателям ПФС (а — частота сердечных сокращений  $X_1$ , уд/мин; б — температура тела  $X_2$ , °C; в — показатель кожно-гальванической реакции  $X_3$ , кОм)



На рисунке 4 показана структура системы входных и выходных показателей в математической модели.

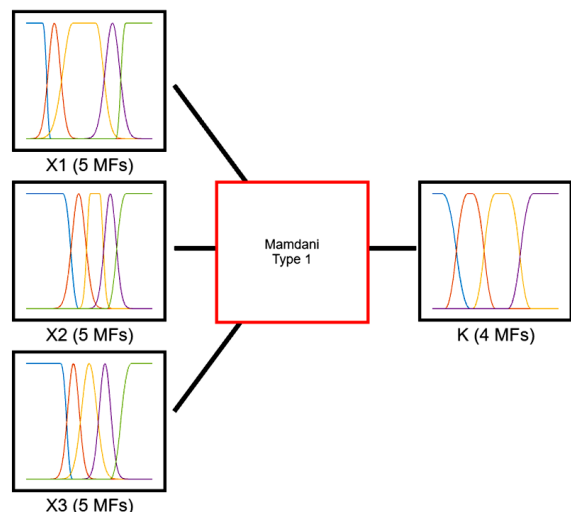


Рисунок 4 — Структура входных и выходных ЛП

Функции принадлежности (ФП) входных и выходных ЛП для соответствующих термов приведены в таблице 2. Они определены на основании данных рисунка 3 с учетом перехода на нечеткие шкалы. Вид ФП соответствует обозначениям функций в модуле Fuzzy Logic Designer программы MatLab.

База правил, связывающих входные и выходные лингвистические переменные, разрабатывается в данном исследовании на основании экспертных оценок (на первом этапе моделирования при отсутствии полной базы статистических данных) и далее может быть оптимизирована с учетом накопления статистики в реальных условиях производства. В общем виде продукционное правило описывается формулой (1), где условия могут быть в утвердительной или отрицательной формах, а в качестве связок выступают логические операторы «И» или «Или»:

$$\text{Если } ((\text{условие } 1) \text{ связка } (\text{условие } 2)) \dots \text{ связка } (\text{условие } n), \text{ то } (\text{заключение}). \quad (1)$$

Формирование базы правил нечеткого логического вывода выполняется в модуле Rule Editor. На рисунке 5 показана часть продукционных правил.

В столбце Weight рисунка 5 представлены весовые коэффициенты для каждого правила, с которыми выполняется активизация подусловий правил.

Таблица 2

Характеристика параметров нечеткой модели

ЛП/универсум	Термы	Тип ФП	Параметры ФП
$\beta_1$ — напряженность нагрузки (на основе ЧСС) / $X_1$	Низкая (C1)	Z-shaped	30; 42
	Ниже среднего (B1)	Gaussian	8,98; 47,5
	Средняя (A1)	Two sided Gaussian	14,22; 75; 10,98; 110
	Выше средней (BB1)	Gaussian	10,81; 135
	Высокая (CC1)	S-shaped	140; 155
$\beta_2$ — температура / $X_2$	Низкая (C2)	Z-shaped	33; 34,5
	Ниже среднего (B2)	Gaussian	0,64; 34,5
	Средняя (A2)	Two sided Gaussian	0,3051; 35,6; 0,3051; 36,5
	Выше средней (BB2)	Gaussian	0,54; 37,5
	Высокая (CC2)	S-shaped	37,2; 39
$\beta_3$ — кожно-гальваническая реакция / $X_3$	Низкая (C3)	Z-shaped	21,5; 27
	Ниже среднего (B3)	Gaussian	2,69; 27,5
	Средняя (A3)	Gaussian	3,56; 35
	Выше средней (BB3)	Gaussian	2,69; 42,5
	Высокая (CC3)	S-shaped	45; 55

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Продолжение таблицы 2

ЛП/универсум	Термы	Тип ФП	Параметры ФП
<i>Классификация ПФС оператора на основании комплексной оценки</i>		<i>Параметры ФП для нечеткой классификации ПФС оператора</i>	
β — функциональное состояние оператора, способствующее выполнению рабочих функций / К	Оптимальное рабочее состояние (А); $K \in [0; 0,3]$	Z-shaped	0,08; 0,3
	Эмоциональная напряженность, возможны ошибочные действия (В); $K \in [0,1; 0,5]$	Pi-shaped	0,1; 0,28; 0,32; 0,5
	Переутомление, велика вероятность ошибок (С); $K \in [0,32; 0,78]$	Pi-shaped	0,32; 0,5; 0,6; 0,78
	Нерабочее состояние, соответствующее заболеванию (D); $K \in [0,6; 1]$	S-shaped	0,6; 0,8

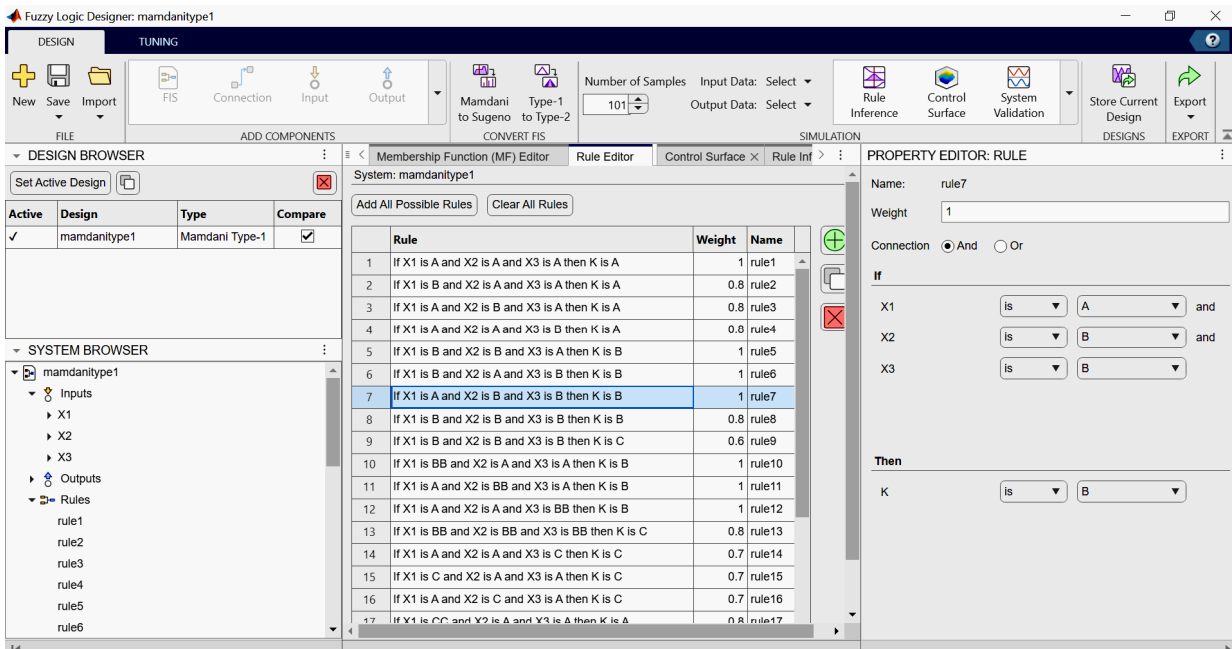


Рисунок 5 — Окно модуля Rule Editor

По результатам моделирования для каждого набора значений входных переменных  $X_1$ ,  $X_2$  и  $X_3$  и выполнения процедуры нечеткого логического вывода, а также дефазификации по методу центра тяжести определяется значение выходной переменной  $K$ . На рисунке 6 показан модуль, в котором сначала проверяется каждое активное правило, затем происходит формирование итогового результата.

В приведенном на рисунке 6 примере для данных  $X_1 = 100$  уд/мин,  $X_2 = 36,6$  °С,

$X_3 = 35$  кОм, поступивших с носимого устройства оператора, модель выдает значение итогового индикатора  $K = 0,156$ , что, согласно классификации таблицы 2, соответствует оптимальному рабочему состоянию оператора.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Выполненные исследования позволили разработать в нечеткой постановке экспертную систему оценки ПФС, которая базируется на данных, поступающих в режиме реального времени с датчи-

ков носимого оператором устройства. Классификация ПФС оператора, заложенная в модель с нечетким логическим выводом, позволяет интегрально характеризовать способность работника к выполнению его трудовых функций. Практическая реализация предложенного подхода в реальных условиях металлургического произ-

водства при эксплуатации сложных технических систем позволит усовершенствовать системы мониторинга функционального состояния человека-оператора на предприятии, что ожидаемо приведет к уменьшению негативного воздействия человеческого фактора на эффективность производства и безопасность условий труда.

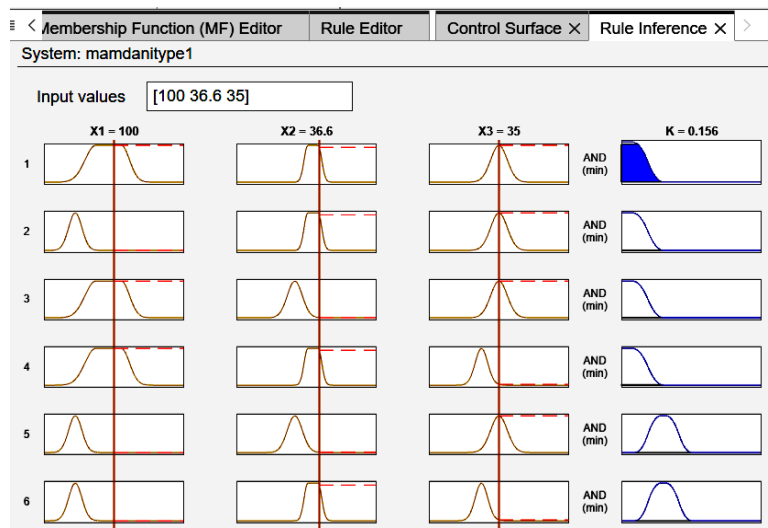


Рисунок 6 — Окно модуля Rule Inference

Дальнейшие исследования будут направлены на проведение экспериментов по выявлению и моделированию устойчивых связей между ПФС оператора при его работе в реальных условиях металлургиче-

ского производства и факторами внутренней и внешней среды, которые могут оказывать позитивное или негативное влияние на функциональное состояние работника.

#### Список источников

1. Новожилова А. А., Гергей А. М., Меркулова А. Г. Особенности исследования профессионального утомления в физиологии труда // *Мед. труда и пром. экол.* 2022. № 62 (4). С. 238–246. DOI: 10.31089/1026-9428-2022-62-4-238-246
2. Воронин В. М. Психология решения оперативных задач в больших системах. Диагностика функционального состояния и обучение операторов : монография. Екатеринбург : УрГУПС, 2016. 249 с.
3. Руководство по физиологии труда / под ред. Н. Ф. Измерова, З. М. Золиной. М. : Медицина, 1983. 528 с.
4. Загрядский В. П., Сулимо-Самуйло З. К. Методы исследования в физиологии труда. Л. : ВМА, 1991. 110 с.
5. Michielsen H. J., Vries J. D., Van Heck G. L. Psychometric qualities of a brief self-rated fatigue measure: The Fatigue Assessment Scale // *Journal of Psychosomatic Research.* 2003. Vol. 54. Iss. 4. P. 345–352. DOI: 10.1016/s0022-3999(02)00392-6
6. Абашин В. Г. Адаптивная математическая модель мультибиометрической подсистемы определения работоспособности человека-оператора АРМ на основе нечетких множеств // *Информационные системы и технологии.* 2011. № 5 (67). С. 90–95. URL: <https://oreluniver.ru/file/archive/ISiT%205-20111.pdf> (дата обращения: 21.11.2023).

7. Распознавание психофизиологических состояний пользователей на основе скрытого мониторинга действий в компьютерных системах / В. И. Васильев, А. Е. Сулашко, Р. В. Борисов, С. С. Жумажанова // *Искусственный интеллект и принятие решений*. 2017. № 3. С. 21–37.

8. Городецкий И. Г., Парахин А. В. Обзор физиологических, субъективных и объективных параметров для оценки работоспособности оператора // *StudNet*. 2020. № 3 (9). С. 699–707. DOI: 10.24411/2658-4964-2020-1101

9. Бубнова А. Е. Комплексная оценка субъективных и объективных физиологических характеристик критического уровня утомления у операторов МЧС // *Вестник ВолГМУ*. 2019. № 3 (71). С. 91–95. DOI: 10.19163/1994-9480-2019-3(71)-91-95

10. Гордиенко Л. В., Дмитриева И. А. Оценка человеческого фактора при возникновении нештатных ситуаций на основе нечетких множеств // *Инженерный вестник Дона*. 2016. № 4 (43). С. 112. EDN YJKSPD

11. Повышение безотказности металлургического оборудования методами контроля психофизиологических параметров работника в режиме реального времени / Д. А. Вишнеvский, А. П. Жильцов, А. Л. Сотников, Н. А. Бондарь // *Современная металлургия нового тысячелетия : сб. науч. тр. III всерос. науч.-практ. конф. с междунар. учас. Липецк : изд-во ЛГТУ, 2020. С. 45–50. EDN ISRHYU*

12. Vishnevsky D. A., Sotnikov A. L. Assessment of the psychophysiological state of the metallurgical operator during the working process in real time // *Journal of Advanced Research in Technical Science*. 2020. No. 21. P. 49–52. EDN MEMQFK. DOI: 10.26160/2474-5901-2020-21-49-52

13. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2019616921 Рос. Федерация. Система мониторинга психофизиологического состояния оператора металлургической отрасли программными средствами / Д. А. Вишнеvский, А. П. Жильцов, В. А. Козачишен, Б. А. Сахаров. № 2019615644 ; заявл. 20.05.2019 ; опубли. 30.05.2019. EDN VCDXJV

14. Ильин Е. П. *Психофизиология состояний человека*. СПб. : Питер, 2005. 412 с.

15. Mamdani E. H., Assilian S. An Experiment in Linguistic Synthesis with Fuzzy Logic Controller // *International Journal Man-Machine Studies*. 1975. Vol. 7. Iss. 1. P. 1–13.

16. *Металлургическое производство [Электронный ресурс] // Профессиональные стандарты и справочники должностей : [сайт]. [2023]. URL : [https://classdoc.ru/profstandart/27\\_metall/](https://classdoc.ru/profstandart/27_metall/).*

17. Денисова Н. А., Подлипенская Л. Е., Бондарь Н. А. Использование методов психологического исследования для определения показателей психофизиологического состояния человека-оператора // *Пути совершенствования технологических процессов и оборудования промышленного производства : сб. тез. докл. VII науч.-техн. конф. с междунар. учас. Алчевск : ФГБОУ ВО «ДонГТУ», 2023. С. 41–43.*

18. Методика определения параметров математической модели динамики психофизиологического состояния оператора металлургического оборудования / Д. А. Вишнеvский, Л. Е. Подлипенская, Н. А. Денисова, Н. А. Бондарь // *Безопасность техногенных и природных систем*. 2024. Т. 8. № 1. С. 7–19. DOI: 10.23947/2541-9129-2024-8-1-7-19

19. Вишнеvский Д. А. Развитие научных основ и практика обеспечения безотказной эксплуатации металлургических машин и механизмов : дисс. ... д-ра техн. наук. Донецк, 2021. 336 с.

20. Антипов Р. Е. Контроль психофизического состояния: Методика контроля психофизического состояния специалиста при проведении технического обслуживания специальной техники с применением нечеткого множества и сетевого подхода // *Вестник военного образования*. 2022. № 6 (39). С. 34–39. EDN RMVHBH

© Денисова Н. А., Подлипенская Л. Е., Козачишен В. А.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Вишнеvским Д. А., д.т.н., проф. каф. МОЗЧМ ДонНТУ Сотниковым А. Л.**

Статья поступила в редакцию 09.12.2024.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**Денисова Наталья Анатольевна**, канд. техн. наук, доцент, зав. каф. машин металлургического комплекса

Донбасский государственный технический университет,

г. Алчевск, Россия,

e-mail: natdeny@yandex.ru

**Подлипенская Лидия Евгеньевна**, канд. техн. наук, доцент, ведущий научный сотрудник управления перспективных научных исследований

Донбасский государственный технический университет,

г. Алчевск, Россия

**Козачишен Виталий Анатольевич**, канд. техн. наук, доцент каф. машин металлургического комплекса

Донбасский государственный технический университет,

г. Алчевск, Россия

**\*Denisova N. A., Podlipenskaya L. E., Kozachishen V. A.** (Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, \*e-mail: natdeny@yandex.ru)

## CLASSIFICATION OF PSYCHOPHYSIOLOGICAL STATE OF A HUMAN- OPERATOR IN REAL-TIME MODE BASED ON DATA COMING FROM SENSORS OF THE INDIVIDUAL DEVICE

The research is devoted to the development of an approach to assessing the psychophysiological state of a human-operator based on real-time data from sensors of the wearable personalized device. It is proposed to use the method of fuzzy logical inference as a mathematical model. In this paper, the proposed fuzzy classifier is based on indicators of the wearable device sensors, generates an assessment of the operator's functional state, characterizing his ability to perform work functions.

**Key words:** psychophysiological state, classification, human-operator, wearable device, fuzzy logical inference.

**Funding:** the research is funded from the federal budget on the theme "Expert system for ensuring the reliability of metallurgical equipment considering the psychophysiological state of the operator in real time" (theme code: FRRU-2023-0005 in the Unified state information system for accounting the research, experimental and technical works).

## References

1. Novozhilova A. A., Geregej A. M., Merkulova A. G. Peculiarities of occupational fatigue research in labor physiology [Osobennosti issledovaniya professional'nogo utomleniya v fiziologii truda] *Meditsina truda i promyshlennaya ekologiya*. 2022. No. 62 (4). Pp. 238–246. (rus) DOI: 10.31089/1026-9428-2022-62-4-238-246

2. Voronin V. M. Psychology of solving operational tasks in large systems. Diagnostics of functional state and operator training : a monograph [Psihologiya resheniya operativnyh zadach v bol'shikh sistemah. Diagnostika funktsional'nogo sostoyaniya i obuchenie operatorov : monografiya]. Ekaterinburg : USURT, 2016. 249 p. (rus)

3. Handbook of labor physiology [Rukovodstvo po fiziologii truda]. Eds. Izmerov N. F., Zolina Z. M. M. : Medicina, 1983. 528 p. (rus)

4. Zagryadskij V. P., Sulimo-Samujlo Z. K. Research methods in occupational physiology [Metody issledovaniya v fiziologii truda]. L. : Military Medical Academy, 1991. 110 p. (rus)

5. Michielsen H. J., Vries J. D., Van Heck G. L. Psychometric qualities of a brief self-rated fatigue measure: The Fatigue Assessment Scale. *Journal of Psychosomatic Research*. 2003. No. 54 (4). Pp. 345–352. DOI: 10.1016/s0022-3999(02)00392-6

6. Abashin V. G. Adaptive mathematical model of multibiometric subsystem of determination of human-operator operability AWS on the basis of fuzzy sets [Adaptivnaya matematicheskaya model' mul'tibiometricheskoy podsystemy opredeleniya rabotosposobnosti cheloveka-operatora ARM na osnove nechetkih mnozhestv]. *Information systems and technologies* 2011. No. 5 (67). Pp. 90–95. (rus) URL: <https://oreluniver.ru/file/archive/ISiT%205-20111.pdf> (date of treatment: 21.11.2023).

7. Vasil'ev V. I., Sulavko A. E., Borisov R. V., Zhumazhanova S. S. Identification of the psychophysiological state of users through covert monitoring of actions in computer systems [Raspoznavanie psihofiziologicheskikh sostoyanij pol'zovatelej na osnove skrytogo monitoringa dejstvij v komp'yuternyh sistemah]. *Iskusstvennyy Intellekt i Prinyatie Resheniy*. 2017. No. 3. Pp. 21–37. (rus)

8. Gorodeckij I. G., Parakhin A. V. Review of physiological, subjective and objective parameters to assess the operator's performance [Obzor fiziologicheskikh, sub'ektivnykh i ob'ektivnykh parametrov dlya ocenki rabotosposobnosti operatora]. *StudNet*. 2020. No. 3 (9). Pp. 699–707. (rus) DOI: 10.24411/2658-4964-2020-1101

9. Bubnova A. E. Complex assessment of subjective and objective physiological characteristics of the critical level of fatigue in FRS operators [Kompleksnaya ocenka sub'ektivnykh i ob'ektivnykh fiziologicheskikh kharakteristik kriticheskogo urovnya utomleniya u operatorov MCHS]. *Journal of VolgSMU*. 2019. No. 3 (71). Pp. 91–95. (rus) DOI: 10.19163/1994-9480-2019-3(71)-91-95

10. Gordienko L. V., Dmitrieva I. A. Estimation of human factor at occurrence of abnormal situations on the basis of fuzzy sets [Ocenka chelovecheskogo faktora pri vozniknovenii neshtatnykh situacij na osnove nechetkih mnozhestv]. *Engineering journal of Don*. 2016. No. 4 (43). P. 112 (rus) EDN YJKSPD

11. Vishnevskiy D. A., Zhiltsov A. P., Sotnikov A. L., Bondar N. A. Increase of reliability of metallurgical equipment by methods of control of psychophysiological parameters of the worker in real time mode [Povyshenie bezotkaznosti metallurgicheskogo oborudovaniya metodami kontrolya psihofiziologicheskikh parametrov rabotnika v rezhime real'nogo vremeni]. *Sovremennaya metallurgiya novogo tysyacheletiya : sbornik nauchnykh trudov III Vserossiyskoj nauchno-prakticheskoy konferencii s mezhdunarodnym uchastiem*. Lipetsk : Publishing House LSTU. 2020. Pp. 45–50. (rus) EDN ISRHYU

12. Vishnevsky D. A., Sotnikov A. L. Assessment of the psychophysiological state of the metallurgical operator during the working process in real time. *Journal of Advanced Research in Technical Science*. 2020. No. 21. Pp. 49–52. EDN MEMQFK. DOI: 10.26160/2474-5901-2020-21-49-52

13. Vishnevskiy D. A., Zhiltsov A. P., Kozachishen V. A., Sakharov B. A. Certificate of state registration of computer program no. 2019616921 RF. System of monitoring the psychophysiological state of metallurgical industry operator by software means. No. 2019615644 ; submitted 20.05.2019 ; published 30.05.2019. EDN VCDXJV

14. Il'in E. P. Psychophysiology of human states [Psihofiziologiya sostoyanij cheloveka]. SPb. : Piter, 2005. 412 p. (rus)

15. Mamdani E. H., Assilian S. An Experiment in Linguistic Synthesis with Fuzzy Logic Controller. *International Journal Man-Machine Studies*. 1975. Vol. 7. Iss. 1. Pp. 1–13.

16. Metallurgical production [Metallurgicheskoe proizvodstvo]. *Professional'nye standarty i spravochniki dolzhnostej*. 2023. URL : [https://classdoc.ru/profstandart/27\\_metall/](https://classdoc.ru/profstandart/27_metall/).

17. Denisova N. A., Podlipenskaya L. E., Bondar N. A. Use of psychological research methods to determine indicators of the psychophysiological state of the human operator [Ispol'zovanie metodov psihologicheskogo issledovaniya dlya opredeleniya pokazatelej psihofiziologicheskogo sostoyaniya cheloveka-operatora]. *Puti sovershenstvovaniya tekhnologicheskikh processov i oborudovaniya promyshlennogo proizvodstva : sbornik tezisev dokladov VII nauchno-tekhnicheskoy konferencii s mezhdunarodnym uchastiem*. Alchevsk : FSBEI HE "DonSTU", 2023. Pp. 41–43. (rus)

18. Vishnevskiy D. A., Podlipenskaya L. E., Denisova N. A., Bondar N. A. Methodology for determining the parameters of mathematical model of the psychophysiological state dynamics of the metallurgical equipment operator [Metodika opredeleniya parametrov matematicheskoy modeli dinamiki psihofiziologicheskogo sostoyaniya operatora metallurgicheskogo oborudovaniya]. *Safety of Technogenic and Natural Systems*. 2024. Vol. 8. No. 1 Pp. 7–19. (rus) DOI: 10.23947/2541-9129-2024-8-1-7-19

19. Vishnevskij D. A. Development of scientific bases and practice of maintenance of failure-free operation of metallurgical machines and mechanisms : thesis ... dr. of technical sciences. [Razvitie nauchnyh osnov i praktika obespecheniya bezotkaznoj ekspluatatsii metallurgicheskikh mashin i mekhanizmov : dis. ... d-ra tekhn. nauk]. Donetsk, 2021. 336 p.

20. Antipov R. E. Control of psychophysical state methodology for monitoring the psychophysical state of a specialist during maintenance of special equipment with the use of fuzzy set and network approach [Kontrol' psihofizicheskogo sostoyaniya metodika kontrolya psihofizicheskogo sostoyaniya specialista pri provedenii tekhnicheskogo obsluzhivaniya special'noj tekhniki s primeneniem nechyotkogo mnozhestva i setevogo podhoda]. Bulletin of Military Education. 2022. No. 6 (39). Pp. 34–39. (rus) EDN RMVHBH

#### **INFORMATION ABOUT THE AUTHORS**

**Denisova Nataliia Anatol'evna**, PhD in Engineering, Assistant Professor, Head of the Department of Metallurgical Complex Machines  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia,  
e-mail: natdeny@yandex.ru

**Podlipenskaya Lidiya Evgen'evna**, PhD in Engineering, Assistant Professor, Leading Researcher of the Advanced Scientific Research Department  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia

**Kozachishen Vitaliy Anatoliyevich**, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Metallurgical Complex Machines  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia



УДК 621.914.1:621.01–229.3

EDN: WONUKP

*\*Пикалова М. В., Желтобрюхова О. Е., Онопченко В. Н.**Донбасский государственный технический университет**\*E-mail: pikalovamarina@yandex.ru*

## АЛГОРИТМ КОРРЕКТИРОВКИ РЕЖИМОВ ФРЕЗЕРОВАНИЯ ПЛОСКОСТЕЙ С УЧЕТОМ ТОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

*В статье представлена последовательность этапов корректировки режимов цилиндрического и торцевого фрезерования. Алгоритм корректировки режимов резания рассмотрен для случая изготовления образцов-изделий, рекомендуемых стандартами для оценки точности и жесткости фрезерных станков.*

*Ключевые слова:* фрезерование плоскостей, станочное приспособление, режимы фрезерования, корректировка режимов резания.

**Постановка цели исследования.** Применение фрезерных станочных приспособлений с параметрами силового замыкания, обеспечивающими минимизацию погрешности продольного профиля обработанной поверхности, позволяет рассматривать задачу корректировки режимов резания с целью повышения производительности обработки. На начальном этапе технологического проектирования определение режимов резания выполняется на основе справочной и нормативной литературы [1–4]. Для дальнейшего учета свойств силового замыкания фрезерного станочного приспособления выполняется математическое и физическое моделирование системы, на основе которого определяются параметры, обеспечивающие минимизацию погрешности обработки [5]. Основным положением для корректировки режимов резания является возможность снижения погрешности формы обработанной поверхности до 60 % от исходной.

В рамках научно-исследовательской работы «Разработка системы опорных и зажимных элементов фрезерных приспособлений на основе моделирования силового замыкания» ведется разработка методики корректировки режимов резания с учетом рациональных параметров станочного приспособления.

**Целью** данной работы является формирование последовательности этапов определе-

ния режимов фрезерования на примере обработки плоскостей образцов-изделий, параметры которых оговорены в ГОСТ 17734-88, 9726-89, 18101-85, 26016-83, 8-82, определяющих порядок оценки точности и жесткости фрезерных металлорежущих станков.

**Алгоритм корректировки режимов фрезерования** представлен в виде следующей последовательности этапов.

На первом этапе задаются параметры обработанной поверхности, учитываемые при расчете сил резания: ширина поверхности В, обрабатываемый материал (временное сопротивление). Дополнительно также задается допуск на выполняемый технологический размер. Для образца-изделия по данным стандартов принимаем ширину обрабатываемой поверхности коротким значением {400, 200, 100, 50}, мм. Материал, задаваемый стандартами — чугун с временным сопротивлением 250 МПа (например, марок СЧ25, ЧЮ7Х2) и сталь с временным сопротивлением 450 МПа (например, марок 25, 10Г2, А12).

Допуск на обработку образца-изделия определяем относительно требований к прямолинейности обработанной поверхности, которые представлены в таблице 1. При этом рассматриваем этот допуск как часть общего допуска на обработку в зависимости от характера обработки. При чистой высокоточной обработке допуск прямолинейности принимаем равным 60 %

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

от допуска на обработку, при полустачковой обработке — 30 %, при черновой обработке — 15 %. Результаты расчета допуска на обработку представлены в таблице 2 для чистовой высокоточной обработки.

Следует отметить, что уровень полученных в таблицах 1 и 2 допусков соответствует по ГОСТ 8-82 и 25346-89 квалитетам точности IT4÷IT5, что значительно превышает уровень средней экономической точности методов фрезерования, который находится в диапазоне IT9÷IT12.

Таблица 1  
Допуски прямолинейности размеров образцов-изделий

Степень точности станка	Ширина обрабатываемой поверхности	Допуск прямолинейности*, мкм
Н	50	6 / 4 / 1,875
	100	16 / 8 / 3,75
	200	20 / 12 / 8
	400	25 / 16 / 12
П	50	4 / 2,5 / 1,25
	100	10 / 5 / 2,5
	200	12 / 8 / 5
	400	16 / 10 / 8

\*Через знак «/» в пересчете от значений, заданных по ГОСТ 17734-88 / 9726-89 / 18101-85.

Таблица 2  
Технологические допуски размеров образцов-изделий

Степень точности станка	Ширина обрабатываемой поверхности	Технологический допуск*, мкм
Н	50	10 / 6,5 / 3,175
	100	26 / 13 / 6,25
	200	33 / 20 / 13
	400	41 / 26 / 12
П	50	6 / 4 / 2
	100	16 / 8 / 4
	200	20 / 13 / 6
	400	26 / 16 / 13

\*Через знак «/» расчет в пересчете от значений таблицы 6, заданных по ГОСТ 17734-88 / 9726-89 / 18101-85.

Это означает, что окончательная обработка образца-изделия изначально предполагается в особых условиях, обеспечивающих повышенную точность. В частности, существенным из таких условий является ограничение по жесткости технологической системы механической обработки, заключающееся в том, что возникающая сила резания не должна вызывать упругую деформацию системы, большую чем допуск формы поверхности. Это ограничение оцениваем на следующем этапе.

На втором этапе определяем величину предельно допустимой силы резания на основе формулы для определения жесткости упругой системы:

$$J_{ТСМО} = \frac{P_{REZp}}{\Delta\phi}, \quad (1)$$

где  $P_{REZp}$  — составляющая силы резания, приложенная в направлении выдерживаемого размера, Н;

$\Delta\phi$  — погрешность формы выдерживаемого размера, сформированная под действием составляющей  $P_{REZp}$ , мм.

На основе формулы (1) получаем выражение для допустимой по точности обработки силы резания  $P_{REZp}$  (в первом приложении считая, что она действует в направлении выдерживаемого размера):

$$[P_{REZp}] = J_{ТСМО} \cdot [\Delta\phi], \quad (2)$$

где  $J_{ТСМО}$  — жесткость технологической системы (в первом приближении принимаем как жесткость станка), определяемая по формуле (1) по данным стандарта по допустимой деформации, Н/мм;

$[\Delta\phi]$  — допустимая погрешность формы, в первом приближении отклонение от прямолинейности (табл. 1), мм.

Результаты расчета допустимой силы резания представлены в таблице 3 для наименьшего допустимого значения, получаемого при наименьшем допуске прямолинейности (табл. 1) и наименьшей жесткости техноло-

гической системы 15625 Н/мм, определенной по данным стандартов.

Результаты таблицы 3 показывают, что для достижения точности обработки в соответствии с требованиями стандарта (табл. 1) допустимая сила резания имеет малую величину.

Поэтому в таблице 3 даны результаты дополнительного расчета допустимой силы для средней экономической точности (9-й квалитет для чистового фрезерования и 12-й — для чернового).

На третьем этапе определяем режимы резания, характеризующие площадь поперечного сечения снимаемого припуска. Укрупненно при цилиндрическом фрезеровании за такую площадь можно принять произведение подачи на зуб  $s_z$  на ширину фрезерования  $B$ , а при торцевом фрезеровании — произведение подачи на зуб на глубину фрезерования  $t$ :

$$F_u \approx s_z \cdot B, \text{ мм}^2; \quad (3)$$

$$F_m \approx s_z \cdot t, \text{ мм}^2, \quad (4)$$

где  $F_u$  — площадь поперечного сечения срезаемого припуска при цилиндрическом фрезеровании;

$F_m$  — площадь поперечного сечения срезаемого припуска при торцевом фрезеровании.

Для определения величины поперечного сечения срезаемого припуска используем значение допускаемой силы резания  $[P_{REZp}]$  и временного сопротивления материала заготовки  $s_B$ . Для расчета исходим из формулы определения предела прочности на разрыв, получаемого при испытании образцов:

$$s_B = P_{\max} / F_o, \text{ МПа}, \quad (5)$$

где  $P_{\max}$  — максимальная нагрузка, при которой происходит разрыв образца, Н, принимаем равной  $[P_{REZp}]$ ;

$F_o$  — начальное поперечное сечение образца,  $\text{мм}^2$ , принимаем равным  $F_u$  или  $F_m$ .

Преобразуя (5), получаем:

$$F_u = [P_{REZp}] / s_B, \text{ мм}^2; \quad (6)$$

$$F_m = [P_{REZp}] / s_B, \text{ мм}^2. \quad (7)$$

Таблица 3

Значения допустимой силы резания

Степень точности станка	Ширина обрабатываемой поверхности	Допустимая сила резания $[P_{REZp}]$ , Н
Н	50	29 / 968 / 3906*
	100	58 / 1359 / 5468
	200	125 / 1796 / 7187
	400	187 / 2187 / 8906
П	50 // 100**	19,5 // 39**
	200 // 400	78 // 125

\*Через знак «/» указаны силы, полученные для допусков по 9-му квалитету в порядке возрастания размера (0,062; 0,087; 0,115; 0,14 мм) и 12-му квалитету (0,25; 0,35; 0,46; 0,57 мм); \*\*соответствие через «//» по колонкам.

По формулам (6) и (7) выполним расчет величины сечения срезаемого припуска при обработке чугуна ( $s_B = 250$  МПа) и стали ( $s_B = 450$  МПа), применяемых для изготовления образцов-изделий (табл. 4).

Ширина обработки  $B$  является одной из исходных данных (см. первый этап), глубину резания  $t$  можно оценить по данным [6] (лежит в интервале от 1 до 10 мм). Тогда из формул (3) и (4) можно определить подачу на зуб фрезы. Результаты расчета представлены в таблице 5.

Сравнение значений, полученных расчетом (табл. 5) и выбираемых по рекомендациям справочника, показывает, что между ними имеются следующие существенные отличия, требующие разъяснения в дальнейших исследованиях:

– величины подачи на зуб, лежащие в области значения 0,001–0,01 мм/зуб (а это большинство значений в таблице 5), не могут быть рекомендованы по причине того, что при величине глубины меньше 0,01 мм произойдет пластическое деформирование обработанной поверхности без стружкообразования;

– величины подачи на зуб более 1 мм, которые в основном получены для торцевого фрезерования, также выходят за пределы рекомендованных, и требуется анализ на предмет их уменьшения, например, путем увеличения глубины резания.

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Для дальнейших расчетов из полученных в таблице 5 значений подачи на зуб вытираем те, которые лежат в области рекомендованных справочником для черного ци-

линдрического фрезерования (по 12-му качеству) и чистового торцового фрезерования (по 9-му качеству) (табл. 6).

Таблица 4

Значения площади сечения припуска при обработке чугуна и стали

Степень точности станка	Ширина обрабатываемой поверхности	Допустимая сила резания [ $P_{REZp}$ ], Н	Сечение припуска ( $F_u$ или $F_T$ ), мм <sup>2</sup>
Н	50	29 / 968 / 3906*	0,116 / 3,872 / 15,624**
	100	58 / 1359 / 5468	0,232 / 5,436 / 21,872
	200	125 / 1796 / 7187	0,5 / 7,184 / 28,748
	400	187 / 2187 / 8906	0,748 / 8,748 / 35,624
П	50 // 100 // 200 // 400***	19,5 // 39 // 78 // 125	0,078 // 0,156 // 0,312 // 0,5

\*Через знак «/» указаны силы, полученные для допусков по 9-му качеству в порядке возрастания размера (0,062; 0,087; 0,115; 0,14 мм) и 12-му качеству (0,25; 0,35; 0,46; 0,57 мм); \*\*для обработки чугуна значения сечения припуска через знак «/» соответствуют колонке с допустимой силой резания, для стали их следует умножить на 0,55; \*\*\*через знак «//» — соответствие значений по колонкам.

Таблица 5

Значения подачи на зуб фрезы для цилиндрического и торцового фрезерования

Степень точности станка	Ширина обрабатываемой поверхности, $B$ , мм	Глубина резания*, $t$ , мм	Подача на зуб***, мм <sup>2</sup>	
			$s_z = F_u / B$ (цилиндрическое фрезерование)	$s_z = F_m / t$ (торцовое фрезерование)
Н	50	1,7	0,002 / 0,077 / 0,312**	0,068 / 2,27 / 9,19**
	100	2,5	0,002 / 0,054 / 0,218	0,092 / 2,18 / 8,74
	200	5	0,002 / 0,035 / 0,143	0,1 / 1,43 / 5,74
	400	10	0,001 / 0,021 / 0,089	0,074 / 0,87 / 3,56
П	50 // 100****	1,7 // 2,5	0,001 // 0,001	0,045 // 0,062
	200 // 400	5 // 10	0,001 // 0,001	0,062 // 0,05

\*Глубины резания задавались по данным [6] с наибольшей величиной 10 мм для наибольшей ширины обработки, затем с уменьшением ширины обработки в 2 раза, соответственно, в 2 раза уменьшалась и глубина резания; \*\*через знак «/» указаны значения, полученные для сечения припуска соответственно таблице 4; \*\*\*значения приведены для обработки чугуна, для стали их следует умножить на 0,55; \*\*\*\*через знак «//» — соответствие значений по колонкам.

Таблица 6

Рациональные параметры для цилиндрического и торцового фрезерования

Степень точности станка	Ширина обрабатываемой поверхности, $B$ , мм	Глубина резания*, $t$ , мм	Подача на зуб***, мм <sup>2</sup>	
			$s_z = F_u / B$ (черновое цилиндрическое фрезерование)	$s_z = F_m / t$ (чистовое торцовое фрезерование)
Н	50	1,7 / 9,68**	0,312	2,27 / 0,4**
	100	2,5 / 9,88	0,218	2,18 / 0,55
	200	5 / 13,06	0,143	1,43 / 0,55
	400	10 / 14,58	0,089	0,87 / 0,6

\*Скорректированная глубина резания, соответствующая уточненному значению подачи на зуб; \*\*через знак «/» указаны исходное (табл. 5) и скорректированное значения глубины резания по скорректированной подаче на зуб; \*\*\*значения приведены для обработки чугуна, для стали их следует умножить на 0,55.

Уменьшение подачи на зуб для торцевого фрезерования приводим к рекомендуемым значениям путем увеличения глубины резания, при этом стремимся сохранить величину поперечного сечения среза  $F_u$  и  $F_m$ .

На четвертом этапе переходим к определению скорости резания для выбранных случаев обработки (табл. 6). Рассмотрим составляющие формулы для определения скорости резания при фрезеровании, рекомендованной справочником [1, 2] (табл. 7):

$$v = \frac{C_v \cdot D^{q_v}}{T^{m_v} \cdot t^{x_v} \cdot s_z^{y_v} \cdot B^{u_v} \cdot z^{p_v}} \cdot K_v, \quad (8)$$

где  $K_v$  — поправочный коэффициент на скорость резания, учитывающий фактические условия резания, определяемый по формуле

$$K_v = K_{M_v} \cdot K_{n_v} \cdot K_{и_v}, \quad (9)$$

где  $K_{M_v}$  — коэффициент, учитывающий качество обрабатываемого материала, который, в свою очередь, определяется по формулам:

$$\text{для стали } K_{M_v} = K_T \cdot \left( \frac{750}{\sigma_B} \right)^{n_v}, \quad (10)$$

$$\text{для серого чугуна } K_{M_v} = \left( \frac{190}{HB} \right)^{n_v}, \quad (11)$$

где  $K_T$  — коэффициент, учитывающий сочетание материалов заготовки и инструмента (для обработки углеродистых сталей  $K_T=1$ );

$n_v$  — показатель степени, учитывающий сочетание вида обработки и материала инструмента (для фрезерования твердым сплавом  $n_v=1$ );

$HB$  — твердость чугуна (характерно, ГОСТ на образцы-изделия задает не твердость, а предел прочности чугуна);

$K_{n_v}$  — коэффициент, учитывающий влияние состояния поверхности заготовки, а именно наличие или отсутствие корки (при отсутствии корки  $K_{n_v} = 1$ );

$K_{и_v}$  — коэффициент, уточняющий дополнительно к  $K_T$  влияние конкретного

инструментального материала в сочетании с материалом заготовки (изменяется в широких пределах от 0,35 до 1,25, равный 1 при работе инструментальными материалами марок Т15К6, ВК8 по стали и ВК6 по чугуну, а также в обоих случаях Р6М5);

$C_v$  — эмпирический коэффициент, меняющийся на порядок между инструментом из твердого сплава и быстрорежущей стали (табл. 7);

$m_v, x_v, y_v, u_v, p_v, q_v$  — степенные коэффициенты (табл. 7) соответственно при  $T, t, s_z, B, z, D$ , где  $T$  — стойкость режущего инструмента в минутах (среднее значение — 180 минут),  $z$  — число зубьев фрезы (среднее значение 11 зубьев).

В таблице 8 приведены результаты расчета скорости резания по формуле (8) и данным таблицы 7.

Результаты расчета скорости резания соответствуют рекомендациям нормативов режимов резания для серийного производства [4].

На пятом этапе выполняем проверку назначенных режимов резания. Так как поперечное сечение припуска определялось исходя из силы резания, допустимой по технологической жесткости (табл. 3), для проверки выполним расчет силы резания и сравним его со значением допустимой силы (табл. 9). Учитываем при этом, что в направлении формируемой плоскости при торцевом фрезеровании действует составляющая  $P_x$ , а при цилиндрическом —  $P_v$  [1, 2].

В процессе проверки по допустимой силе резания добиваемся того, чтобы полученное значение не превышало допустимое по точности обработки [ $P_{REZp}$ ]. При этом возможна дополнительная корректировка режимов. Так, для чернового цилиндрического фрезерования полученные значения силы резания кратно меньше допустимых, что позволяет оценить допустимое количество зубьев, одновременно находящихся в работе. Для чистового торцевого фрезерования возникает необходимость скорректировать глубину резания в сторону уменьшения (табл. 9).

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Таблица 7

Значения расчетных коэффициентов формулы скорости резания для вариантов фрезерования плоскостей образца-изделия (твердым сплавом / быстрорежущей сталью)

Шифр варианта расчета*	Режим резания			Коэффициенты формулы (8)								
	$B$	$t$	$s_z$	$C_v$	$m_v$	$x_v$	$y_v$	$u_v$	$p_v$	$q_v$	$K_{Mv}^{**}$	
Цилиндрическое фрезерование конструкционной стали ( $s_B = 450$ МПа)												
ЦФКСТС1*	50	1,7	0,312	616 / 35,4	0,33	0,19 / 0,3	0,28 / 0,4	0,08 / 0,1	0,1	0,17 / 0,45	1,66 (1,26) / 1,66 (1,26)	
ЦФКСТС2	100	2,5	0,218	700 / 35,4								
ЦФКСТС3	200	5	0,143									
ЦФКСТС4	400	10	0,089									
Цилиндрическое фрезерование серого чугуна ( $s_B = 250$ МПа, HB150)												
ЦФСЧТС1	50	1,7	0,312	588 / 27	0,42 / 0,25	0,13 / 0,5	0,47 / 0,6	0,23 / 0,3	0,14 / 0,3	0,37 / 0,7		
ЦФСЧТС2	100	2,5	0,218	750 / 27		0,4 / 0,5	0,19 / 0,2					
ЦФСЧТС3	200	5	0,143	1120 /								
ЦФСЧТС4	400	10	0,089	57,6								
Торцовое фрезерование конструкционной стали ( $s_B = 450$ МПа)												
ТФКСТС1	50	9,68	0,4	332 / 41	0,2	0,1	0,4	0,2 / 0,15	0	0,2 / 0,25		
ТФКСТС2	100	9,88	0,55									
ТФКСТС3	200	13,06	0,55									
ТФКСТС4	400	14,58	0,6									
Торцовое фрезерование серого чугуна ( $s_B = 250$ МПа, HB150)												
ТФСЧТС1	50	9,68	0,4	445 / 42	0,32 / 0,15	0,15 / 0,1	0,35 / 0,4	0,2 / 0,1	0 / 0,1	0,2		
ТФСЧТС2	100	9,88	0,55									
ТФСЧТС2	200	13,06	0,55									
ТФСЧТС2	400	14,58	0,6									

\*Расшифровка шифра слева направо по порядку: Т — торцовое, Ц — цилиндрическое, Ф — фрезерование, СЧ — серый чугун, СТ — сталь, ТС — твердый сплав, 1 — порядковая цифра; \*\*значения в скобках указаны для обработки чугуна.

Таблица 8

Результаты расчета скорости резания для фрезерования плоскостей образца-изделия

Шифр варианта расчета*	Режим резания			Скорость резания $v$ , м/мин**	Шифр варианта расчета	Режим резания			Скорость резания $v$ , м/мин
	$B$	$t$	$s_z$			$B$	$t$	$s_z$	
ЦФКСТС1	50	1,7	0,312	285 / 60*	ТФКСТС1	50	9,68	0,4	255 / 35
ЦФКСТС2	100	2,5	0,218	265 / 50	ТФКСТС2	100	9,88	0,55	195 / 30
ЦФКСТС3	200	5	0,143	215 / 50	ТФКСТС3	200	13,06	0,55	165 / 25
ЦФКСТС4	400	10	0,089	180 / 45	ТФКСТС4	400	14,58	0,6	135 / 20
ЦФСЧТС1	50	1,7	0,312	210 / 65	ТФСЧТС1	50	9,68	0,4	120 / 35
ЦФСЧТС2	100	2,5	0,218	200 / 55	ТФСЧТС2	100	9,88	0,55	90 / 30
ЦФСЧТС3	200	5	0,143	135 / 40	ТФСЧТС2	200	13,06	0,55	75 / 25
ЦФСЧТС4	400	10	0,089	100 / 25	ТФСЧТС2	400	14,58	0,6	65 / 24

\*Шифр в соответствии с таблицей 7; \*\*через знак «/» указана скорость резания для твердого сплава и быстрорежущей стали.

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Таблица 9

Результаты расчета силы резания для фрезерования плоскостей образца-изделия твердым сплавом

Шифр варианта расчета*	Режим резания				Силы резания*, Н			
	B, мм	t, мм	s <sub>z</sub> , мм/зуб	v, м/мин	[P <sub>REZp</sub> ]	P <sub>z</sub>	P <sub>x</sub>	P <sub>y</sub>
Цилиндрическое фрезерование (черновое) конструкционной стали (s <sub>B</sub> =450 МПа)								
ЦФКСТС1	50	1,7	0,312	285	3906	525***	75	470
ЦФКСТС2	100	2,5	0,218	265	5468	1130	170	1000
ЦФКСТС3	200	5	0,143	215	7187	1515	225	1360
ЦФКСТС4	400	10	0,089	180	8906	1955	290	1755
Цилиндрическое фрезерование (черновое) серого чугуна (s <sub>B</sub> =250 МПа, HB150)								
ЦФСЧТС1	50	1,7	0,312	210	3906	235	35	210
ЦФСЧТС2	100	2,5	0,218	200	5468	495	75	445
ЦФСЧТС3	200	5	0,143	135	7187	660	95	595
ЦФСЧТС4	400	10	0,089	100	8906	840	125	760
Торцовое фрезерование (чистовое) конструкционной стали (s <sub>B</sub> =450 МПа)								
ТФКСТС1	50	9,68	0,4	255	968	865 (5)**	475	820
ТФКСТС2	100	9,88	0,55	195	1359	1245 (2,5)	685	1180
ТФКСТС3	200	13,06	0,55	165	1796	1545 (3)	850	1465
ТФКСТС4	400	14,58	0,6	135	2187	2000 (3,5)	1100	1900
Торцовое фрезерование (чистовое) серого чугуна (s <sub>B</sub> =250 МПа, HB150)								
ТФСЧТС1	50	9,68	0,4	120	968	855	465	810
ТФСЧТС2	100	9,88	0,55	90	1359	1295 (5,5)	714	1235
ТФСЧТС2	200	13,06	0,55	75	1796	1715 (7,5)	945	1631
ТФСЧТС2	400	14,58	0,6	65	2187	2158 (9)	1185	2050

\*Расчет силы резания выполнен по рекомендациям справочника, полученные значения округлены для удобочитаемости и по максимальным значениям; \*\*в скобках указана скорректированная глубина резания для получения значения силы резания меньше допустимого [P<sub>REZp</sub>] (для исходного значения глубины резания силы резания кратно превышает допустимую), скорость резания не изменяем; \*\*\*значения получены для условия работы одного зуба по полному деформируемому сечению F<sub>ц</sub> или F<sub>м</sub> на длине L<sub>chip</sub> и могут быть скорректированы при учете количества одновременно работающих зубьев и фактической площади сечения на каждом зубе.

На шестом этапе для полученных режимов резания (табл. 10) оцениваем достижимую точность обработки, исходя из минимизации погрешности формы на 30 и 60 % за счет подбора рациональных параметров станочного приспособления [5].

Данные по технологическим допускам, приведенные в таблице 10, показывают, что уменьшение технологического допуска при фрезеровании на 60 % соответствует повышению точности обработки на 2 качества.

На седьмом этапе требуется определить уровень повышения жесткости технологической системы. Для этого используем

формулу (1). Результаты представлены в таблице 11.

Результаты пересчета исходной жесткости в таблице 11 являются дополнительной проверкой выполненных расчетов, так как они показывают отклонение от принятой ранее минимальной жесткости технологической системы, равной 15625 Н/мм, для расчетов по формуле (2), и это отклонение незначительно. Также можно заметить, что расчет показывает повышение жесткости технологической системы на 40 % (при повышении точности обработки на 30 %) и на 250 % (при повышении точности обработки на 60 %).



**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

При выборе справочных данных подача на зуб фрезы при работе на станках повышенной жесткости может быть увеличена на 25÷50 %. При этом другие режимы резания практически не подлежат изменению: ширина фрезерования определяется обрабатываемой поверхностью и определяет выбор диаметра фрезы, глубина фрезерования существенно зависит от операционной структуры технологического процесса (т. е. изменение глубины резания приводит к

изменению всего технологического процесса).

Дальнейший алгоритм расчета для увеличенной подачи на зуб выполняется, начиная со *второго этапа по четвертый этап*.

После определения скорректированной подачи на зуб необходимо выполнить оценку производительности обработки. Снижение технологического времени и повышение производительности обработки требует отдельного анализа.

Таблица 10

Принятые режимы резания

Шифр варианта расчета*	Режим резания*					Допуск на обработку, мм		
	$B$ , мм	$t$ , мм	$s_z$ , мм/зуб	$v$ , м/мин	$n$ , об/мин	исходный (табл. 3)	меньше на 30 %	меньше на 60 %
Цилиндрическое фрезерование (черновое) конструкционной стали ( $s_B=450$ МПа)								
ЦФКСТС1	50	1,7	0,312	285	900**	0,25	0,175 (IT11)***	0,1 (IT10)
ЦФКСТС2	100	2,5	0,218	265	850	0,35	0,245	0,14 (IT10)
ЦФКСТС3	200	5	0,143	215	680	0,46	0,322	0,184 (IT10)
ЦФКСТС4	400	10	0,089	180	570	0,57	0,399	0,228
Цилиндрическое фрезерование (черновое) серого чугуна ( $s_B=250$ МПа, HB150)								
ЦФСЧТС1	50	1,7	0,312	210	670	0,25	0,175	0,1
ЦФСЧТС2	100	2,5	0,218	200	630	0,35	0,245	0,14
ЦФСЧТС3	200	5	0,143	135	430	0,46	0,322	0,184
ЦФСЧТС4	400	10	0,089	100	315	0,57	0,399	0,228
Торцовое фрезерование (чистовое) конструкционной стали ( $s_B=450$ МПа)								
ТФКСТС1	50	5	0,4	255	810	0,062	0,043	0,024 (IT7)
ТФКСТС2	100	2,5	0,55	195	620	0,087	0,06	0,034 (IT7)
ТФКСТС3	200	3	0,55	165	525	0,115	0,08 (IT8)	0,046 (IT7)
ТФКСТС4	400	3,5	0,6	135	430	0,14	0,098	0,056 (IT7)
Торцовое фрезерование (чистовое) серого чугуна ( $s_B=250$ МПа, HB150)								
ТФСЧТС1	50	9,68	0,4	120	380	0,062	0,043	0,024
ТФСЧТС2	100	9,88	0,55	90	285	0,087	0,06	0,034
ТФСЧТС2	200	13,06	0,55	75	235	0,115	0,08	0,046
ТФСЧТС2	400	14,58	0,6	65	200	0,14	0,098	0,056

\*Для всех режимов резания и видов обработки диаметр фрезы равен 100 мм, число зубьев принято равным 10 шт.; \*\*частоты округлены до величины, кратной пяти; \*\*\*в скобках указан соответствующий достижимый квалитет точности.

**МАШИНОСТРОЕНИЕ**

Таблица 11

Оценка уровня повышения жесткости технологической системы при уменьшении технологического допуска

Шифр варианта расчета	Допуск на обработку, мм			Допустимая сила резания, Н	Жесткость технологической системы, Н/мм		
	исходный (табл. 8)	меньше на 30 %	меньше на 60 %		исходная	«30 %»	«60 %»
Цилиндрическое фрезерование (черновое) конструкционной стали ( $S_B = 450$ МПа)							
ЦФКСТС1	0,25	0,175 (IT11)***	0,1 (IT10)	3906	15624	22320	39060
ЦФКСТС2	0,35	0,245	0,14 (IT10)	5468	15623	22318	39057
ЦФКСТС3	0,46	0,322	0,184 (IT10)	7187	15623	22319	39061
ЦФКСТС4	0,57	0,399	0,228	8906			
Цилиндрическое фрезерование (черновое) серого чугуна ( $S_B = 250$ МПа, HB150)							
ЦФСЧТС1	0,25	0,175	0,1	3906	15624	22320	39060
ЦФСЧТС2	0,35	0,245	0,14	5468	15622	22318	39057
ЦФСЧТС3	0,46	0,322	0,184	7187	15623	22319	39059
ЦФСЧТС4	0,57	0,399	0,228	8906	15624	22320	39061
Торцовое фрезерование (чистовое) конструкционной стали ( $S_B = 450$ МПа)							
ТФКСТС1	0,062	0,043	0,024 (IT7)	968	15612	22511	40333
ТФКСТС2	0,087	0,06	0,034 (IT7)	1359	15620	22650	39970
ТФКСТС3	0,115	0,08 (IT8)	0,046 (IT7)	1796	15617	22450	39043
ТФКСТС4	0,14	0,098	0,056 (IT7)	2187	15621	22316	39053
Торцовое фрезерование (чистовое) серого чугуна ( $S_B = 250$ МПа, HB150)							
ТФСЧТС1	0,062	0,043	0,024	968	15612	22511	40333
ТФСЧТС2	0,087	0,06	0,034	1359	15620	22650	39970
ТФСЧТС2	0,115	0,08	0,046	1796	15617	22450	39043
ТФСЧТС2	0,14	0,098	0,056	2187	15621	22316	39053

**Выводы:**

1. Представленный алгоритм определения режимов резания при цилиндрическом и торцовом фрезеровании плоских поверхностей имеет несколько ступеней их корректировки на основе положения о минимизации погрешности формы обработанной плоской поверхности, которая достигается подбором соответствующих коэффициентов силового замыкания фрезерного станочного приспособления.

2. Использование для анализа положений стандартов по оценке жесткости и точности фрезерных станков, в особенности данных об образцах-изделиях, направлено в перспективе на формирование нормативной базы по корректировке режимов резания.

3. Установлено, что наиболее предпочтительной для корректировки является задача на зуб фрезы.

**Список источников**

1. Справочник технолога-машиностроителя : в 2-х т. / А. М. Дальский [и др.]. 5-е изд., испр. М. : Машиностроение, 2003. Т. 2. 944 с. EDN QNAPBT

2. Справочник технолога-машиностроителя : в 2-х т. / под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мащеракова. 4-е изд., перераб. и доп. М. : Машиностроение, 1986. Т. 2. 496 с.

3. Общемашиностроительные нормативы режимов резания / А. Д. Локтев [и др.]. М. : Машиностроение, 1991. Т. 1. 640 с. EDN RRRKPOB

4. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках. М. : Машиностроение, 1967. 205 с.

5. Пипкин Ю. В. Обоснование параметров фрезерных приспособлений моделированием силового замыкания : автореф. дисс. ... канд. техн. наук. Алчевск : ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ», 2020. 21 с.

6. Пипкин Ю. В., Лавренчук К. П. Определение глубины резания предельной по точности фрезерования // Пути совершенствования технологических процессов и оборудования промышленного производства : сборник тезисов докладов VI международной научно-технической конференции. Алчевск : ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ», 2021. С. 84–87. EDN IQEWEX

© Пикалова М. В., Желтобрюхова О. Е., Онопченко В. Н.

*Рекомендована к печати к.э.н., доц., зав. каф. ТОМП ДонГТУ Зинченко А. М., д.т.н., проф. каф. ТМИК ЛГУ им. В. Даля Витренко В. А.*

Статья поступила в редакцию 04.12.2024.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**Пикалова Марина Васильевна**, младший научный сотрудник управления перспективных научных исследований

Донбасский государственный технический университет,

г. Алчевск, Россия,

e-mail: pikalovamarina@yandex.ru

**Желтобрюхова Ольга Евгеньевна**, старший научный сотрудник управления перспективных научных исследований

Донбасский государственный технический университет,

г. Алчевск, Россия

**Онопченко Виктория Николаевна**, младший научный сотрудник управления перспективных научных исследований

Донбасский государственный технический университет,

г. Алчевск, Россия

\*Pikalova M. V., Zheltobryukhova O. E., Onopchenko V. N. (Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, \*e-mail: pikalovamarina@yandex.ru)

#### **ALGORITHM FOR CORRECTING PLANE MILLING MODES CONSIDERING ACCURACY AND RIGIDITY OF THE TECHNOLOGICAL SYSTEM**

The article presents a sequence of stages for correcting the cylindrical and end milling modes. The algorithm for correcting cutting modes is considered for the case of manufacturing sample products recommended by standards for assessing the accuracy and rigidity of milling machines.

**Key words:** plane milling, workholding fixture, milling modes, cutting mode correcting.

#### References

1. Handbook of a mechanical engineer : in 2 volumes. [Spravochnik tekhnologa-mashinostroitel'ya : v 2-h tomah]. Eds. Dal'skij A. M. [et al.]. 5th edition, revised. M. : Mashinostroenie, 2003. Vol. 2. 944 p. EDN QNAPBT (rus)

2. *Handbook of a mechanical engineer : in 2 volumes. [Spravochnik tekhnologa-mashinostroitelya : v 2-h tomah].* Eds. Kosilovoj A. G. i Mashcheryakova R. K. 4th ed., repr. and add. M. : Mashinostroenie, 1986. Vol. 2. 496 p. (rus).

3. Loktev A. D. [et al.] *General machine-building standards of cutting modes [Obshchemashinostroitel'nye normativy rezhimov rezaniya].* M. : Mashinostroenie, 1991. Vol. 1. 640 p. EDN RRKPOB (rus)

4. *General machine-building standards of cutting modes for technical standardization of works on metal-cutting machine tools [Obshchemashinostroitel'nye normativy rezhimov rezaniya dlya tekhnicheskogo normirovaniya rabot na metallovezhushchih stankah].* M. : Mashinostroenie, 1967. 205 p.

5. Pipkin Yu. V. *Justification of parameters of milling fixtures by modeling of force closure : autoref. diss. ... cand. of techn. sciences. [Obosnovanie parametrov frezernyh prispособlenij modelirovaniem silovogo zamykaniya : avtoref. diss. ... kand. tekhn. nauk].* Alchevsk : DonSTU, 2020. 21 p.

6. Pipkin Yu. V., Lavrenchuk K. P. *Determination of the cutting depth limit for milling accuracy [Opredelenie glubiny rezaniya predel'noj po tochnosti frezerovaniya]. Puti sovershenstvovaniya tehnologicheskikh processov i oborudovaniya promyshlennogo proizvodstva : sbornik tezisov dokladov VI mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii.* Alchevsk : DonSTU, 2021. Pp. 84–87. EDN IQEWEX (rus)

#### **INFORMATION ABOUT THE AUTHORS**

**Pikalova Marina Vasilievna**, Junior Researcher of the Advanced Scientific Research Department  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia,  
e-mail: pikalovamarina@yandex.ru

**Zheltobryukhova Olga Evgenievna**, Senior Researcher of the Advanced Scientific Research Department  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia

**Onopchenko Victoriya Nikolaevna**, Junior Researcher of the Advanced Scientific Research Department  
Donbass State Technical University,  
Alchevsk, Russia



**СТРОИТЕЛЬСТВО**

---

**CIVIL ENGINEERING**





**Емец Е. В.**

*Донбасский государственный технический университет*

*E-mail: elena.emecz@yandex.ru*

## ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВИНТОВОЙ СВАИ НА ЕЁ НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ

*Работа посвящена анализу влияния геометрических параметров винтовых лопастных свай на их несущую способность в глинистых грунтах.*

**Ключевые слова:** *винтовые двух- и трехлопастные сваи, расстояние между лопастями, несущая способность, метод конечных элементов.*

**Проблема и её связь с научными и практическими задачами.** Винтовые сваи могут использоваться для поддержки широкого спектра зданий, включая жилые дома, многоквартирные дома, офисные здания, мосты и опоры электропередач.

Они особенно хорошо подходят для использования в районах со сложными инженерно-геологическими условиями (ИГУ). Винтовые сваи также можно использовать в помещениях с ограниченным пространством, так как их можно легко установить в труднодоступных местах.

В настоящее время винтовые сваи широко применяются в транспортном, промышленном и электросетевом строительстве, а также для строительства военных инженерных сооружений. Конструкции винтовых свай характеризуются значительной материалоемкостью, так как стволы изготавливают из стальных труб большого диаметра.

При выборе оптимального типа винтовых свай для использования в строительстве необходимо учитывать несколько ключевых факторов. Первый — это инженерно-геологические условия на участке строительства. Винтовые сваи могут использоваться в различных условиях, включая песчаные, глинистые грунты, но некоторые типы свай могут быть более подходящими для определенных типов грунтов. Например, сваи с плоским наконечником часто используются в более мягких грунтах, в то время как сваи с коническим

литым или сварным наконечниками лучше подходят для более твердых грунтов.

Вторым важным фактором, который следует учитывать при выборе свай, является требуемая несущая способность. Однолопастные сваи имеют меньшую несущую способность (20–40 кН) по сравнению с двухлопастными и трехлопастными сваями — более 50 кН.

Материал изготовления также является важным фактором, поскольку стальные сваи, как правило, прочнее и долговечнее алюминиевых или пластиковых.

Экспериментальными и теоретическими исследованиями влияния различных факторов на несущую способность винтовых свай занимались В. Н. Железков [1], В. Н. Кравцов [2], Ф. А. Макаров [3], А. И. Полищук [4] и другие.

Анализ результатов экспериментальных исследований показал, что несущая способность винтовой сваи зависит от следующих параметров:

- типа грунта (чем плотнее грунт, тем большую нагрузку выдерживает свая);
- площади лопасти (на размер поверхности лопасти приходится почти вся нагрузка, и её площадь прямо пропорциональна несущей способности сваи);
- расстояния между лопастями;
- глубины завинчивания (с увеличением глубины завинчивания сваи увеличивается её несущая способность. Это происходит за счет того, что с увеличением глубины грунт

становится плотнее, и во время установки лопасть уплотняет грунт под собой).

Малоизученным актуальным является вопрос изучения влияния геометрических параметров (расстояния между лопастями) винтовой сваи на ее несущую способность.

**Постановка задачи.** Большая часть исследований посвящена изучению работы винтовых свай с одной лопастью. Значительно меньше проведено экспериментальной и теоретической работы по изучению взаимодействия винтовых свай с несколькими лопастями (двух- и трехлопастных свай) с грунтом. Также открытым остается вопрос по изучению влияния расстояния между лопастями (шаг лопастей) винтовых свай на их несущую способность.

**Объект исследования** — несущая способность винтовых свай.

**Предмет исследования** — влияние расстояния между лопастями на несущую способность сваи.

**Цель исследования** — оценить влияние расстояния между лопастями на несущую способность винтовых лопастных свай.

**Методика исследования.** Из анализа исследований работы многолопастных винтовых свай следует, что расстояние между лопастями является важным параметром, характеризующим работу свай при действии внешней нагрузки. Особенно актуальным является вопрос о назначении расстояния между лопастями для свай длиной 2,0–4,0 м как наиболее часто применяемых для мало-нагруженных быстровозводимых зданий.

Согласно требованиям норм к расчету винтовой сваи её несущая способность определяется как сумма сопротивлений грунта под лопастью и по боковой поверхности:

$$F_d = \gamma_c (F_{d0} + F_{df}), \quad (1)$$

где  $\gamma_c$  — коэффициент условий работы сваи, зависящий от вида нагрузки, действующей на сваю, и грунтовых условий;  $F_{d0}$  — несущая способность лопасти, кН;  $F_{df}$  — несущая способность ствола, кН.

Несущая способность лопасти винтовой сваи определяется по формуле

$$F_{d0} = (\alpha_1 \cdot c_1 + \alpha_2 \cdot \gamma_1 \cdot h_1) A, \quad (2)$$

где  $\alpha_1, \alpha_2$  — безразмерные коэффициенты, принимаемые в зависимости от расчетного значения угла внутреннего трения грунта в рабочей зоне  $\varphi_1$  (под рабочей зоной понимается прилегающий к лопасти слой грунта толщиной, равной  $d$ );  $c_1$  — расчетное значение удельного сцепления грунта в рабочей зоне, кПа;  $\gamma_1$  — осредненное расчетное значение удельного веса грунтов, залегающих выше лопасти сваи (при водонасыщенных грунтах с учетом взвешивающего действия воды), кН/м<sup>3</sup>;  $h_1$  — глубина залегания лопасти сваи от природного рельефа, а при планировке территории срезкой — от уровня планировки, м;  $A$  — проекция площади лопасти, рассчитываемой по наружному диаметру, при работе винтовой сваи на сжимающую нагрузку, м<sup>2</sup>.

Несущая способность ствола винтовой сваи определяется по формуле

$$F_d = \gamma_c \cdot u \cdot f_i (h - d), \quad (3)$$

где  $\gamma_c$  — коэффициент условий работы сваи, зависящий от вида нагрузки, действующей на сваю, и грунтовых условий;

$u$  — периметр поперечного сечения ствола сваи, м;

$f_i$  — расчетное сопротивление грунта на боковой поверхности ствола винтовой сваи, кПа;

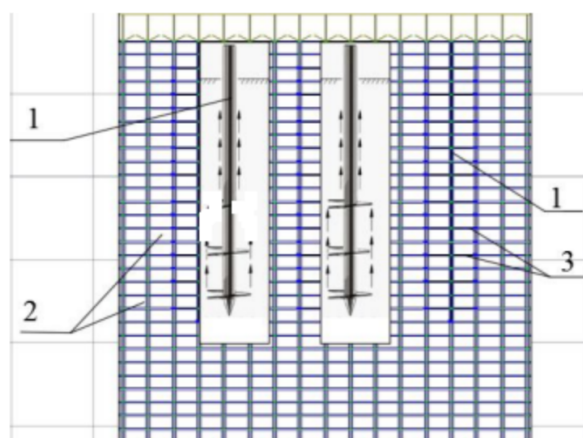
$h$  — длина ствола сваи, погруженной в грунт, м;

$d$  — диаметр лопасти сваи, м.

**Изложение материала.** Для численного исследования работы винтовых свай составлена конечноэлементная схема грунтового массива с двух- и трехлопастной свайей в ПК Лира-САПР (рис. 1).

В расчетной схеме свайного фундамента приняты размеры грунтового массива  $15 \times 15$  м<sup>2</sup>.

Параметры грунтового массива — глина: удельный вес 19,4 кН/м<sup>3</sup>, модуль упругости  $E = 21$  МПа, коэффициент Пуассона  $\mu = 0,15$ , удельное сцепление  $c = 0,041$  МПа, угол внутреннего трения  $\varphi = 16,7^\circ$ .



1 — ствол сваи; 2 — конечный элемент, моделирующий работу грунта; 3 — лопасть сваи

Рисунок 1 — Расчетная схема грунтового массива и многолопастной сваи

Параметры сваи: длина 2,0–4,0 м, диаметр ствола 0,1 м, диаметр лопасти 0,3 м, расстояние между лопастями определялось соотношением  $L/D$ , где  $L$  — расстояние между лопастями,  $D$  — диаметр лопасти.

Расчетная схема свайного фундамента представлена рядом следующих конечных элементов:

1) КЭ 2 — элемент, моделирующий работу ствола и лопасти сваи и ростверка;

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

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

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.

Выполненные численные исследования позволили установить напряженно-деформированное состояние грунтового массива вокруг сваи и область разрушения грунта при расстоянии между лопастями  $L/D = 2,0 - 3,0$ .

Рациональным шагом лопастей является шаг, при котором обеспечивается наибольшее включение лопастей в работу, что обеспечивает максимальную несущую способность сваи в глинистых грунтах. Если

расстояние между лопастями достаточно большое, то это приведет к увеличению длины сваи. При малом межлопастном интервале лопасти будут работать неэффективно по причине возникновения области взаимного влияния лопастей.

Результаты расчетов показали, что при расстоянии  $L$  между лопастями  $(2,0 - 2,5)D$  обеспечивается наибольшая несущая способность по грунту ( $F_d$ ) винтовых двухлопастных свай.

Наличие части грунтового массива между лопастями приводит к увеличению площади боковой поверхности винтовой двух- и трехлопастной сваи на участке между лопастями и повышению ее несущей способности в целом. При увеличении расстояния  $L$  между лопастями более  $2,5D$  меняется характер работы винтовой двухлопастной сваи. Это проявляется в том, что все лопасти винтовой сваи начинают работать независимо друг от друга. Грунт на участке между лопастями в этом случае не работает как единый цельный элемент совместно со стволом сваи.

По результатам численных исследований был построен график зависимости несущей способности винтовых двухлопастных свай ( $F_d$ ) от соотношения расстояния между лопастями и диаметра лопасти. При этом было установлено, что наибольшая несущая способность 60 кН соответствует соотношению  $L/D = 2,0 - 2,5$  (рис. 2).

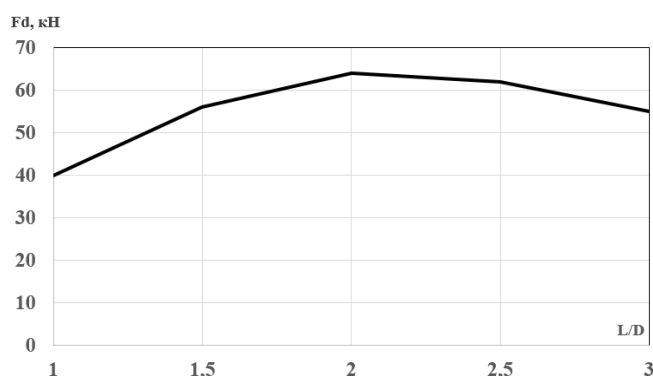


Рисунок 2 — Зависимость несущей способности винтовой двухлопастной сваи от её геометрических параметров

Таким образом, было подтверждено, что расстояние между лопастями ( $L$ ) является одним из основных геометрических параметров, который влияет на несущую способность винтовых двух- и трехлопастных свай в глинистых грунтах.

Снижение несущей способности при интервале более  $2,5$  диаметров связано с тем, что объем грунта в межлопастном пространстве теряет жесткость и утрачивает возможность работать совместно. Если верхняя лопасть имеет незначительное заглубление (менее  $4D$ ), происходит снижение величины несущей способности сваи в целом. Уменьшение несущей способности по грунту для свай с шагом менее  $2D$  связано с малой площадью боковой поверхности грунта, заключенного между лопастями, и некоторым взаимовлиянием лопастей в процессе работы.

Таким образом, полученные результаты доказывают, что в глинистых грунтах при устройстве второй и третьей лопастей и оптимальном расстоянии между лопастями  $L/D=2,0-2,5$  происходит увеличение несущей способности винтовой сваи на  $25-30\%$  по сравнению с несущей способностью однолопастной сваи.

При шаге более  $2,5D$  в глинистых грунтах верхняя и нижняя лопасти начинают

взаимодействовать с грунтом независимо друг от друга, что снижает эффективность их работы.

Снижение несущей способности винтовых свай с шагом менее  $2,0D$  связано с уменьшением площади боковой поверхности грунта на участке между лопастями.

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

1. Оптимальное расстояние между лопастями| винтовых свай в глинистых грунтах оставляет ( $2-2,5$ ) диаметра лопасти. При шаге лопастей более  $2,5$  диаметров происходит снижение несущей способности сваи, так как объем грунта в межлопастном пространстве теряет жесткость и утрачивает возможность работать совместно.

2. В глинистых грунтах при устройстве второй и третьей лопастей и оптимальном расстоянии между лопастями  $L/D=2,0-2,5$  происходит увеличение несущей способности винтовой сваи на  $25-30\%$  по сравнению с несущей способностью однолопастной сваи.

Дальнейшие исследования будут направлены на изучение влияния геометрических параметров винтовых свай на их несущую способность в сложных инженерно-геологических условиях.

#### Список источников

1. Железков В. Н. Винтовые сваи в энергетической и других отраслях строительства. СПб. : Прагма, 2004. 128 с.

2. Кравцов В. Н., Чеботарь Л. С. Эффективность использования винтовых свай в сложных грунтовых условиях Беларуси // *Геотехника: Научные прикладные аспекты строительства надземных и подземных сооружений на сложных грунтах : межд. сб. тр. СПб. : СПбГАСУ, 2008. С. 186–191.*

3. Максимов Ф. А., Серебренникова Е. Н., Скоморохов М. М. Исследования совместной работы двухлопастной винтовой сваи с грунтом в лабораторных условиях // *Геотехника: теория и практика : сб. науч. ст. конф. СПб. : СПбГАСУ, 2013. С. 52–55.*

4. Полищук А. И., Максимов Ф. А., Болгов И. В. Винтовые двухлопастные сваи и перспективы их использования для фундаментов временных зданий // *Научное обеспечение агропромышленного комплекса : матер. Всерос. науч.-практ. конф. молодых ученых. Краснодар : КубГАУ, 2014. С. 232–234.*

© Емец Е. В.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. СА ДонГТУ Бондарчуком В. В., к.т.н., гл. инженером проекта НПЦ «Сваркон» Антошиной Т. В.*

Статья поступила в редакцию 04.12.2024.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

**Емец Елена Васильевна**, канд. техн. наук, доцент каф. строительства и архитектуры Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия, e-mail: elena.emecz@yandex.ru

**Emets E. V.** (Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, e-mail: elena.emecz@yandex.ru)

#### ASSESSMENT OF IMPACT OF SCREW PILE GEOMETRICS ON ITS BEARING CAPACITY

*The work is devoted to analyzing the influence of geometrics of screw bladed piles on their bearing capacity in argillaceous soils.*

**Key words:** screw double- and three-bladed piles, distance between piles, bearing capacity, finite-element method.

#### References

1. Zhelezkov V. N. Screw piles in energy and other construction industries [Vintovye svai v energeticheskoy i drugih otraslyah stroitel'stva]. SPb. : Pragma, 2004. 128 p. (rus)

2. Kravtsov V. N., Chebotar L. S. Efficiency of using screw piles in difficult ground conditions of Belarus [Effektivnost' ispol'zovaniya vintovykh svaj v slozhnykh gruntovykh usloviyakh Belarusi]. Nauchnye prikladnye aspekty stroitel'stva nadzemnykh i podzemnykh sooruzhenij na slozhnykh gruntah : mezhd. sbornik tr. Geotekhnika. SPb. : SPSUACE, 2008. Pp. 186–191. (rus)

3. Maksimov F. A., Serebrennikova E. N., Skomorohov M. M. Investigations of interaction of double-bladed screw piles with soil in laboratory conditions [Issledovaniya sovmestnoj raboty dvuhlopastnoj vintovoj svai s gruntom v laboratornykh usloviyakh]. Geotekhnika: teoriya i praktika : sbornik nauchnykh statej konferencii. SPb. : SPSUACE, 2013. Pp. 52–55. (rus)

4. Polishchuk A. I., Maksimov F. A., Bolgov I. V. Screw double-bladed piles and prospects of their use for foundations of temporary buildings [Vintovye dvuhlopastnye svai i perspektivy ih ispol'zovaniya dlya fundamentov vremennykh zdaniij]. Nauchnoe obespechenie agropromyshlennogo kompleksa : materialy Vseros. nauch.-prakt. konf. molodykh uchenykh. Krasnodar : KubSAU, 2014. Pp. 232–234. (rus)

#### INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

**Emets Elena Vasiliyevna**, PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Building and Architecture

Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, e-mail: elena.emecz@yandex.ru

## СОДЕРЖАНИЕ

### НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

*Литвинский Г. Г.*

ФОРМА И ПАРАМЕТРЫ МУЛЬДЫ СДВИЖЕНИЯ ПОДРАБОТАННОГО ПОРОДНОГО  
МАССИВА .....5

*Чуяшенко С. В., Соловьев Г. И., Петренко Ю. А.*

ОСОБЕННОСТИ ПОДДЕРЖАНИЯ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК ГЛУБОКИХ  
ШАХТ КОМБИНИРОВАННЫМИ ОПОРНЫМИ КОНСТРУКЦИЯМИ .....17

### МЕТАЛЛУРГИЯ

*Яковченко А. В., Денищенко П. Н., Кравцова С. И.*

АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА НАПРЯЖЕНИЯ ТЕЧЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПРОЦЕССАХ  
ГОРЯЧЕЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ЗНАЧЕНИЯХ СТЕПЕНИ ДЕФОРМАЦИИ  
В ДИАПАЗОНЕ 0,05–0,5 .....33

*Денищенко П. Н.*

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ СЛИТКОВ С ЦЕЛЬЮ  
МЕТАЛЛОСБЕРЕЖЕНИЯ .....45

### МАШИНОСТРОЕНИЕ

*Витренко В. А., Ефимов А. А., Михайлова А. Д., Стоянов А. А.*

РАЗРАБОТКА НАКАТНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ НАКАТКИ ДЕТАЛЕЙ ПОДВИЖНОГО  
СОСТАВА .....59

*Зинченко А. М., Кучма С. Н., Стародубов С. Ю.*

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ ВАЛОВ  
РОТАЦИОННЫМ РЕЗЦОМ С ЧАШЕЧНЫМ ЭЛЕМЕНТОМ .....65

*Денисова Н. А., Подлипенская Л. Е., Козачишен В. А.*

КЛАССИФИКАЦИЯ ПСИХОФИЗИОЛОГИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ЧЕЛОВЕКА-  
ОПЕРАТОРА В РЕЖИМЕ РЕАЛЬНОГО ВРЕМЕНИ НА БАЗЕ ДАННЫХ, ПОСТУПАЮЩИХ  
С ДАТЧИКОВ ИНДИВИДУАЛЬНОГО УСТРОЙСТВА .....72

*Пикалова М. В., Желтобрюхова О. Е., Онопченко В. Н.*

АЛГОРИТМ КОРРЕКТИРОВКИ РЕЖИМОВ ФРЕЗЕРОВАНИЯ ПЛОСКОСТЕЙ С УЧЕТОМ  
ТОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ .....85

### СТРОИТЕЛЬСТВО

*Емец Е. В.*

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВИНТОВОЙ СВАИ  
НА ЕЁ НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ .....99

## CONTENT

### SUBSURFACE MANAGEMENT

<i>Litvinsky G. G.</i> SHAPE AND PARAMETERS OF SHIFT TROUGH OF THE UNDERMINED ROCK MASS .....	5
<i>Chuyashenko S. V., Solov'ev G. I., Petrenko Yu. A.</i> PECULIARITIES OF MAINTAINING THE PRELIMINARY DEVELOPMENT OF DEEP MINES BY COMBINED SUPPORT STRUCTURES .....	17

### METALLURGY

<i>Yakovchenko A. V., Denishchenko P. N., Kravtsova S. I.</i> ANALYSIS OF METHODS FOR CALCULATING METAL FLOW TENSION IN HOT PLASTIC DEFORMATION PROCESSES AT VALUES OF DEFORMATION DEGREE IN THE RANGE OF 0,05–0,5 .....	33
<i>Denishchenko P. N.</i> IMPROVEMENT OF INGOT ROLLING MODES FOR THE PURPOSE OF METAL SAVING .....	45

### MECHANICAL ENGINEERING

<i>Vitrenko V. A., Efimov A. A., Mikhailova A. D., Stoyanov A. A.</i> KNURLING TOOL DEVELOPMENT FOR KNURLING THE ROLLING STOCK PARTS .....	59
<i>Zinchenko A. M., Kuchma S. N., Starodubov S. Yu.</i> INCREASING THE EFFICIENCY OF TURNING NON-RIGID SHAFTS BY A ROTARY CUTTER WITH A CUP ELEMENT .....	65
<i>Denisova N. A., Podlipenskaya L. E., Kozachishen V. A.</i> CLASSIFICATION OF PSYCHOPHYSIOLOGICAL STATE OF A HUMAN- OPERATOR IN REAL-TIME MODE BASED ON DATA COMING FROM SENSORS OF THE INDIVIDUAL DEVICE .....	72
<i>Pikalova M. V., Zheltobryukhova O. E., Onopchenko V. N.</i> ALGORITHM FOR CORRECTING PLANE MILLING MODES CONSIDERING ACCURACY AND RIGIDITY OF THE TECHNOLOGICAL SYSTEM .....	85

### CIVIL ENGINEERING

<i>Emets E. V.</i> ASSESSMENT OF IMPACT OF SCREW PILE GEOMETRICS ON ITS BEARING CAPACITY .....	99
---	----

Distribution and replication is forbidden without official allowance of FSEI HE "DonSTU"

UDC 62 + 69  
EDN: YZXEBT

**Knowledge-intensive technologies  
and equipment in industry  
and building**

**Scientific journal**

Issue 6 (80) 2024

**Establisher:  
FSEI HE "DonSTU"**

*Registration Certificate for mass media  
PI No. FS77-85961 dated 11.09.2023*

*Recommended by academic council  
of FSEI HE "DonSTU"  
(Record № 5 dated 26.12.2024)*

*Added to scientometrical database of RISC*

Format 60×84½  
Conventional printed sheet 13,13  
Order № 2  
Circulation 500 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  
294204  
e-mail: [info@dstu.education](mailto: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., 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.  
Korshunov G. I. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Eremenko V. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Borshchevskiy S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Korneyev S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Leonov A. A. — PhD in Engineering, Asst. Prof.  
Artiukh V. G. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Sotnikov A. L. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Vitrenko V. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Kuzin A. V. — Doctor of Tech. Sc., Asst. Prof.  
Mikhailov A. N. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Kozlov A. M. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Zinchenko A. M. — PhD in Economics, Asst. Prof.  
Snitko S. A. — Doctor of Tech. Sc., Asst. Prof.  
Korzun E. L. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Bogatyreva E. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Yakovchenko A. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Goncharuk A. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Kuberskiy S. V. — PhD in Engineering, Prof.  
Denischenko P. N. — PhD in Engineering, Prof.  
Suleymanova L. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Smolyago G. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.  
Bondarchuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.  
Psiuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.  
Skomskaya S. A. — secretary to the editorial board

For research scientists, PhD seekers, students of  
higher educational institutions.

Issue language:  
Russian, English

Computer layout  
*Ismailova L. M.*

© FSEI HE "DonSTU", 2024  
© Chernyshova N. V., graphic cover  
design, 2024