

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СХЕМЫ ПРОХОДКИ НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ КРЕПИ В ПОРОДАХ, СКЛОННЫХ К ПОЛЗУЧЕСТИ

Ю.А. Кириенко

Университет науки и технологий МИСИС, Москва, Россия, e-mail: 9267810740@mail.ru

Аннотация: Рассмотрена проблема расчета нагрузки на крепь вертикального шахтного ствола. В зависимости от принятой технологии проходки, типа крепи и других параметров формируется окончательная нагрузка на крепь. Применительно к соляным и соленосным породам нагрузка на крепь может изменяться весь срок службы выработки. Для учета технологии проходки применяется коэффициент разгрузки, который был определен численным и аналитическим методами при проходке вертикального ствола, применительно к горно-геологическим условиям Верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей. Рассматривается вопрос возможности применения приведенных в нормативных документах выражений для определения коэффициента разгрузки в данных условиях. Основываясь на графиках упругих смещений пород во временном интервале проходки ствола и прогнозной оценке дальнейших деформаций, определена необходимость вычисления значений α^* с учетом реологических данных массива. В связи с тем, что доля упругих деформаций от полных деформаций за весь срок службы выработки $T = 50$ лет составляет не более 10%, коэффициент разгрузки не может превышать это значение. Выполнен сравнительный анализ результатов определения корректирующего коэффициента α^* численным и аналитическим методами и определен алгоритм определения корректирующего коэффициента α^* для условий проходки в породах, склонных к ползучести.

Ключевые слова: расчет крепи, технология проходки, ствол, напряжения, ползучесть, каменная соль, численный метод, метод конечных элементов, деформации, коэффициент разгрузки.

Для цитирования: Кириенко Ю. А. Влияние технологической схемы проходки на напряженное состояние крепи в породах, склонных к ползучести // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2024. – № 7. – С. 38–48. DOI: 10.25018/0236_1493_2024_7_0_38.

Influence of heading technology on stress state of support in creepable rocks

Yu.A. Kirienko

University of Science and Technology MISIS, Moscow, Russia, e-mail: 9267810740@mail.ru

Abstract: The article addresses calculation of loads on lining in vertical mine shafts. Depending on the adopted heading technology, type of support and other parameters, the final support loading is formed. Regarding salt rocks and salt-bearing rocks, the load on the support can

change over the whole service life of an underground opening. With a view to taking a heading technology into account, a stress relaxation factor was determined numerically and analytically in vertical shaft sinking in geological conditions of the Upper Kama potassium–magnesium salt deposit. The applicability of the stress relaxation factor relations in the normative documents is discussed. Based on the curves of elastic displacements of rocks in the time interval of shaft sinking and using the predictive estimates of the further deformation, the need to calculate the values of α^* with regard to the rock mass rheology is identified. Since elastic deformations over the whole life $T = 50$ years of the shaft reach not more than 10% of the total deformations, the stress relaxation factor is prohibited to exceed this value. The comparative analysis of the adjusting factors α^* calculated numerically and analytically is performed, and the algorithm of finding α^* for the conditions of shaft sinking in creepable rocks is determined.

Key words: shaft lining design, heading technology, mine shaft, stress, creep, rock salt, numerical method, finite element method, deformations, stress relaxation factor.

For citation: Kirienko Yu. A. Influence of heading technology on stress state of support in creepable rocks. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2024;(7):38-48. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236_1493_2024_7_0_38.

Введение

При расчете крепи на собственный вес пород или тектоническое поле напряжений для схемы контактного взаимодействия массива с крепью возникает задача учета разгрузки массива. В какой момент и почему происходит разгрузка массива? При отставании возведения крепи от забоя выработки реализуются начальные смещения пород u_t и за счет этого происходит некоторая разгрузка массива. Этот процесс показан на рис. 1. Различные технологические схемы проходки ствола подразумевают различную протяженность призабойной незакреп-

ленной части ствола. Анализ существующих методов учета влияния технологической схемы проходки и решение задач расчета крепи методом конечных элементов представлены в работах отечественных и зарубежных авторов [1–3]. В работе [4] методом численного моделирования определялись напряжения в крепи ствола, пройденного с применением специальных средств проходки, а в работе [5] выполнялось моделирование призабойной зоны ствола при совмещенной схеме проходки. Развивается и аналитический метод расчета крепи, базирующийся на положениях механики

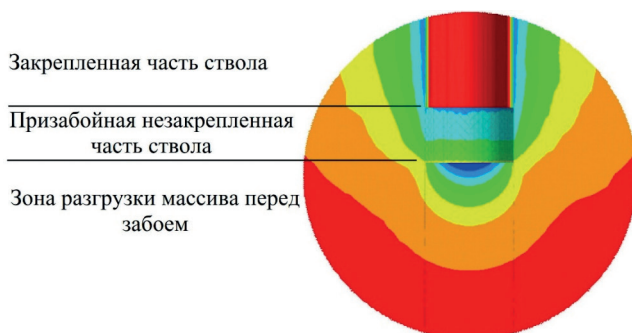


Рис. 1. Изополя деформаций массива в процесс проходки и крепления ствола

Fig. 1. Isofields of rock mass deformations during the process of shaft sinking and fastening

подземных сооружений о совместной работе системы «крепь — массив». В работе [6] аналитический метод расчета реализован в виде компьютерной программы, позволяющей определять напряженно-деформированное состояние многослойной крепи вертикальных стволов с учетом отклонений форм поперечных сечений тубинговых колец от проектных. Работы Т.Ф. Харисова [7–9] посвящены исследованию формирования нагрузки на крепь шахтных стволов при параллельных и совмещенных схемах проходки. Предложен метод разгрузки массива с помощью опережающей разгрузочной выработки меньшего диаметра. В статье [9] обозначены актуальные проблемы расчета крепи стволов, область применения и ограничения аналитических методов расчета. В статье [10] выполнен расчет крепи шахты Виктория (Австралия) по трем действующим государственным стандартам. Сделаны выводы о корректности применения этих стандартов для данных условий. Исследования причин разрушений крепи шахтного ствола в результате значительных деформаций массива при строительстве глубокого ствола шахты Лаки Фрайдей в Айдахо представлены в работе [11].

Для расчета крепи ствола методами строительной механики влияние технологии проходки учитывается в виде коэффициента Δt (формула Б.4, приложение Б к СП 91.13330.2012). В Руководстве к СНиП II-94-80 [12] влияние технологии проходки учитывается коэффициентом f_3 (приложение 8, формула 3).

Для расчетов крепи методами механики сплошной среды в соответствии с современными положениями механики подземных сооружений введен корректирующий коэффициент α^* , учитывающий влияние технологической схемы и условия проходки ствола. Данный коэффициент позволяет перейти от плоской задачи механики подземных сооружений

к многомерному анализу взаимодействия системы «крепь — массив».

Коэффициент α^* может быть определен несколькими способами: с помощью математического моделирования поэтапного процесса проходки и возведения постоянной крепи с отставанием от забоя выработки; из одномерного анализа напряжений на контакте крепи с массивом; из одномерного анализа смещений контура сечения незакрепленной выработки; с применением эмпирических формул. В приложении 22 Руководства к СНиП II-94-80 «Подземные горные выработки» приведена такая эмпирическая формула определения коэффициента разгрузки α^* — коэффициент, учитывающий отставание возведения крепи от обнажения пород и наличие начальных смещений пород [12, 13]:

$$\alpha_{(1)}^* = \exp\left(-1,3 \frac{l}{r}\right), \quad (1)$$

где r — радиус выработки вчерне; l — расстояние от забоя ствола до постоянной крепи.

Постановка вопроса

Проблема состоит в следующем: в связи с тем, что рекомендации к области применения выражения (1) не даны, необходимо удостовериться, универсально ли оно и подходит ли для условий проходки горных выработок в соляных и подобных им породах.

Вступившее в силу изменение № 1 к СП 91.13330.2012 предполагает применение методов математического моделирования за пределами методики, приведенной в приложениях Б и В; выполним расчет коэффициента разгрузки в пространственной постановке численным методом в ПК Midas FEA NX. Для расчета приняты исходные физико-механические характеристики массива и проектные данные крепи ствола, приведенные в табл. 1 и 2 соответственно.

Таблица 1

Исходные физико-механические характеристики массива
Initial physical and mechanical characteristics of the rock mass

Тип пород соляного комплекса	H, м	γ_0 , МН/м ³	$E_{0(t)}$, МПа	$\nu_{0(t)}$	Реологические характеристики	
					α	δ , с ^{$\alpha-1$}
1	2	3	4	5	6	7
ПКС*	290÷316	0,0215	8330	0,19	0,7	0,0035
Карналлит	316÷367	0,0181	1640	0,29	0,7	0,0028
Сильвинит	367÷386	0,0213	3160	0,28	0,7	0,0092
ПдКС**	386÷564	0,0214	3600	0,26	0,7	0,0044

*ПКС — покровная каменная соль; **ПдКС — подстилающая каменная соль.

Таблица 2

Проектные данные крепи ствола
Shaft support design data

Внешний радиус крепи, $R_{вн}$, м	Внутренний радиус крепи, $R_{вс}$, м	Тюбинги 8-80 толщиной δ , м	Бетон В25 толщиной δ , м	Расчетная глубина H, м
1	2	3	4	5
4,865	4,232	0,133	0,5	445

Стадии расчета

Первоначально выделяется начальная стадия расчета, представляющая собой модель участка массива до реализации проходческих работ. Начальная стадия необходима для задания начального гравитационного поля напряжений. Именно это поле напряжений на последующих стадиях расчета будет формировать нагрузку на крепь при моделировании проходки. Включаются граничные

условия, нагрузка от собственного веса и компоненты гравитационного поля напряжений. Включены все элементы разработки массива, а элементы крепления стволов отключены. Деформации модели после расчета начальной стадии обнуляются, так как они реализованы задолго до этапа проходческих работ. Далее моделируется поэтапный процесс разработки забоя ствола заходками по 1,0 м и включение элементов постоян-

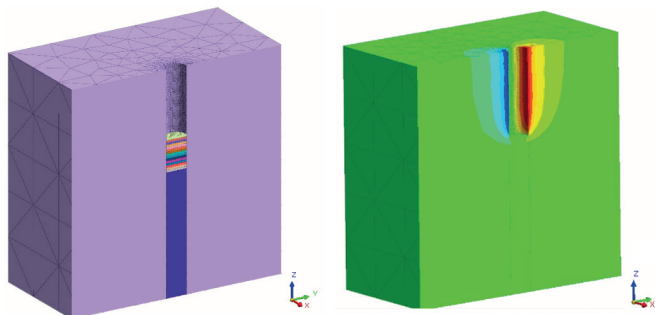


Рис. 2 Определение начальных смещений u_t в пространственной постановке

Fig. 2. Determining initial displacements u_t in a 3D model

ной крепи в работу с отставанием 6 м от забоя ствола.

По полученным изополям перемещений находились смещения породной стенки u_t на высоте $l = 6$ м от забоя (рис. 2). На втором этапе моделировалась проходка и крепление на всю глубину и задавались деформационные характеристики с учетом линейной наследственной среды согласно реологическим характеристикам на момент времени $T = 50$ лет. По полученным изополям перемещений на заданной глубине определялись полные перемещения u_∞ . Результат расчетов сведены в табл. 3 (столбцы 3 и 5).

Теперь рассмотрим подробнее способ нахождения коэффициента α^* из одномерного анализа, учитывающего смещение контура сечения незакрепленной выработки [12, 13]:

$$\alpha_{(2)}^* = 1 - \frac{u_t}{u_\infty}, \quad (2)$$

где u_t — упругие смещения незакрепленного контура выработки за период времени t , прошедшего от разработки забоя до вступления крепи в работу в рассматриваемом поперечном сечении ствола; u_∞ — полные смещения незакрепленной выработки с учетом ползучести соляных пород.

Полные упругие смещения незакреп-

ленной выработки u можно найти из уравнения равновесного состояния массива (рис. 3), ослабленного выработкой [12, 13]:

$$u = r_0 \frac{\sigma^{(0)}}{2G} \left(1 - \frac{p}{\sigma^{(0)}} \right), \quad (3)$$

где u — смещение контура сечения выработки; $\sigma^{(0)} = \lambda\gamma H = \sigma_E^{(0)} = \sigma_y^{(0)}$ — гидростатическое распределение напряжений в массиве; p — радиальное давление (отпор крепи), т.е. давление по контуру сечения выработки.

На основании выражений (1) и (3) при $p = 0$ можно найти упругие смещения незакрепленной выработки, произошедшие до установки крепи. При этом выражение (3) принимает следующий вид:

$$u_t = r_0 \frac{\sigma^{(0)}}{2G} (1 - \alpha_{(1)}^*). \quad (4)$$

Полные смещения незакрепленной выработки для линейной наследственной среды с учетом ползучести соляных пород аналогичны выражению (3), только вместо модуля сдвига следует подставить переменный модуль G_t , и выражение (3) принимает следующий вид:

$$u_\infty = r_0 \frac{\sigma^{(0)}}{2G_t}, \quad (5)$$

где G_t — модуль сдвига, который зависит от коэффициента ползучести породы:

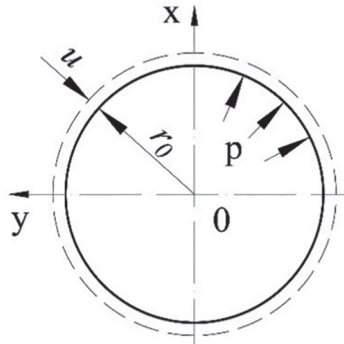


Рис. 3. Расчетная схема равновесного состояния упругого массива, ослабленного выработкой

Fig. 3. Calculation diagram of the equilibrium state of an elastic rock mass weakened by excavation

Таблица 3

Значения начальных смещений, полных смещений и коэффициента α^* на расстоянии от забоя $l = 6$ м для подстилающей каменной соли
Values of initial displacements, total displacements and coefficient α^* at a distance from the face $l = 6$ m for underlying rock salt

Тип пород соляного комплекса	Начальные смещения, u_t , мм		Полные смещения, u_∞ , мм		Коеф. $\alpha_{(1)}^*$		Коеф. $\alpha_{(2)}^*$	
	аналит. решение	МКЭ	аналит. решение	МКЭ	аналит. решение	аналит. решение	МКЭ	
1	2	3	4	5	6	7	8	
ПдКС	13,28	13,36	183,43	184,63	0,2	0,928	0,93	

$$G_t = \frac{G}{1 + \frac{3\Phi}{2(1+\nu)}} \quad (6)$$

Переменный модуль сдвига также может определяться по известной формуле через модуль деформации E и коэффициент поперечной деформации ν . Только теперь в этом выражении модуль деформации $E_{(t)}$ и коэффициент поперечной деформации $\nu_{(t)}$ переменные и зависят от времени. Они, в свою очередь, определяются по зависимостям, приведенным в Руководстве к СНиП II 94-80 (СП 91.13330.2012) (с. 232) и в ряде трудов Н.С. Булычева

Результаты аналитических расчетов приведены в табл. 3 (столбцы 2, 4, 6 и 7).

Также определим $\alpha_{(2)}^*$ по выражению (2) численным методом (МКЭ). Результаты расчетов приведены в табл. 3 (столбец 8).

Из табл. 3 мы видим значения начальных смещений u_t и полных смещений u_∞ , полученные аналитическим и численным методами. Значения, полученные разными методами, различаются менее чем на 1%. Выражение для нахождения коэффициента $\alpha_{(1)}^*$ зависит от радиуса выработки и расстояния от забоя и не зависит от деформационно-реологических характеристик вмещающих пород. Значения полных смещений по результатам расчетов хорошо согласуются с мониторинговыми наблюде-

ниями за конвергенцией контура выработок, пройденных в соленосной толще [14–16]. Для Верхнекамского месторождения смещение породного контура околоствольных выработок вблизи стволов не превышает 250 мм за срок службы рудника (57 лет), что составляет 0,0274 мм/сут. В целом скорость установившейся ползучести солей для шахтных условий калийных и соляных рудников изменяется от 0,001 до 0,2 мм/сут. [17, с. 75–77, 218, 219].

Теперь проанализируем радиальные смещения стенки ствола U , которые реализуются по мере подвигания забоя, т.е. рассмотрим, как реализуются деформации стенки ствола на разном расстоянии от забоя, от 0 до 45 м.

Результаты численных и аналитических расчетов представлены на рис. 4 в виде графиков. Аналитический расчет выполнен по выражению (4) и показывает, что за первые 10 м реализуются большая часть упругих деформаций породной стенки ствола. Результаты численного моделирования показывают, что деформации массива начинают реализовываться впереди лба забоя и затем довольно близко повторяют аналитическое решение. Деформации без крепи несколько большие, чем с крепью. Это объясняется тем, что крепь ствола выше рассматриваемого сечения, имея заданную жесткость, влияет на смещения породной стенки ствола в смежной неза-

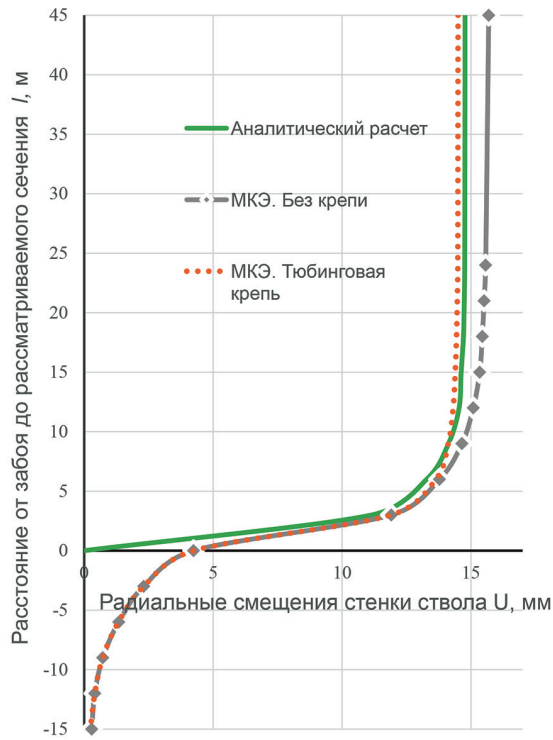


Рис. 4. Графики упругих смещений стенки ствола, пройденного в ПдКС
 Fig. 4. Graphs of elastic displacements of the shaft wall passed through the underlying rock salt

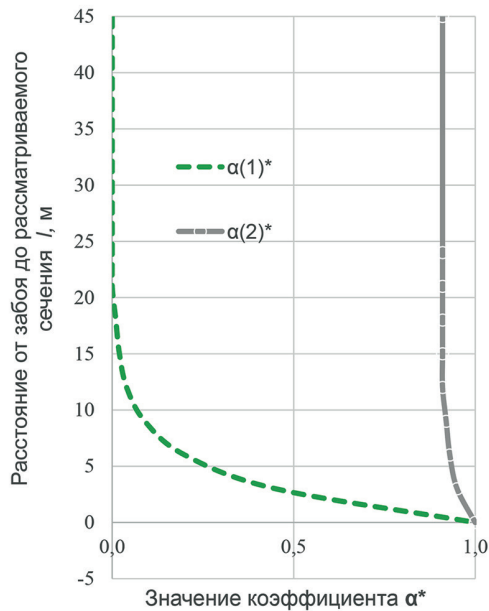


Рис. 5. Корректирующий коэффициент α^* , вычисленный двумя способами: по выражению (1) и по выражению (2)
 Fig. 5. Correction coefficient α^* , calculated in two ways: by expression (1) and by expression (2)

крепленной области. Важно отметить, что на приведенном графике показаны реализующиеся упругие смещения пород во временном интервале проходки ствола. Дальнейшие деформации будут происходить благодаря упругопластическим свойствам массива, т.е. ползучести каменной соли. И тогда необходимо определять значения α^* с учетом реологических данных массива. На рис. 5 приведены графики, на которых видна разница между коэффициентами разгрузки α^* , полученными по выражению (1) и выражению (2). Так как доля упругих деформаций от полных деформаций за весь срок службы выработки $T = 50$ лет составляет не более 10%, то коэффициент разгрузки не может превышать это значение. Вследствие того, что коэффициент разгрузки является множителем к компонентам начального поля напряжений в массиве, его неточное определение может привести, в конечном итоге, к некорректным конструктивным решениям и дальнейшему разрушению крепи. Особенности деформирования крепи стволов в соленосных и подобных им породах и оценка состояния крепи шахтных стволов детально представлены в работах [18, с. 317 – 319, 343 – 345; 19; 20].

Таблица 4

Значения начальных смещений, полных смещений и коэффициентов α^* по результатам расчета аналитическим и численным методами
Values of initial displacements, total displacements and coefficients α^* according to the results of calculations using analytical and numerical methods

Тип пород соляного комплекса	Начальные смещения, u_0 , мм		Полные смещения, u_{∞} , мм		Коэф. $\alpha_{(1)}^*$			Коэф. $\alpha_{(2)}^*$	
	аналит. решение	МКЭ	аналит. решение	МКЭ	аналит. решение	аналит. решение	МКЭ	аналит. решение	МКЭ
1	2	3	4	5	6	7	8		
ПКС	3,25	3,70	38,47	39,52	0,2	0,915	0,90		
Карналлит	19,70	19,97	178,45	176,74	0,2	0,89	0,88		
Сильвинит	11,68	11,85	316,60	315,12	0,2	0,963	0,97		
ПдКС	13,28	13,36	183,43	184,63	0,2	0,928	0,93		

Анализ полученных результатов

Дополним табл. 3 результатами расчета для других вмещающих пород, таких как подстилающая каменная соль, карналлит и сильвинит. Результаты приведены в табл. 4.

Проанализируем результаты, представленные в табл. 4. Сравнивая начальные смещения до возведения крепи u_0 , полученные аналитическим и численным методами, видим, что данные по каждому типу пород в столбцах 2 и 3 практически идентичны. Это говорит о том, что формула (1) весьма точно описывает характер поведения горных пород (смещения породной стенки) по мере удаления от забоя ствола. Значения сходятся для пород с разными деформационными характеристиками. Все измерения производились для сечения, расположенного на расстоянии $l = 6$ м от забоя.

Рассмотрим столбцы 4 и 5. Полные смещения незакрепленной выработки, u_{∞} имеют расхождения в 1 – 2 мм между аналитическим и численным решениями.

Вследствие расхождения значений полных смещений u_{∞} наблюдается незначительное (до 6%) расхождение величин $\alpha_{(2)}^*$ между аналитическим и численным решениями (столбцы 7 и 8).

Значения коэффициента разгрузки $\alpha_{(1)}^*$ (столбец 6), рассчитанные по выражению (1), не могут быть применены для определения нагрузок на крепь и выполнения расчета крепи в условиях проходки в соленосных породах, потому что выражение (1) не учитывает деформации ползучести, а зависит только от радиуса выработки r и отставания крепи от забоя l .

Область применения для этой зависимости ограничивается скальными породами, не подверженными ползучести.

Заключение

В результате исследования найден аналитический алгоритм определения корректирующего коэффициента α^* для условий проходки в породах, склонных к ползучести. Для вмещающих выработ-

ку пород с ярко выраженными реологическими свойствами выражение (1) не может быть применено для определения α^* , так как не учитывает деформационно-реологические характеристики массива.

Таким образом, в расчетах на весь срок службы выработки коэффициент α^* следует рассчитывать по зависимости (2). Значения начальных смещений u_t и полных смещений u_∞ можно получить численным методом или с помощью аналитических выражений, которые значительно проще и быстрее плоского или пространственного моделирования.

В заключение можно сделать следующий вывод: влияние технологической схемы проходки на напряженное состояние крепи для условий соляных и подобных им пород незначительно и обусловлено деформациями ползучести.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сильченко Ю. А., Плешко М. С. О проблеме учета технологии работ при определении параметров крепи вертикальных стволов // Горный информационно-аналитический бюллетень. — 2020. — № 11. — С. 96–107. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-11-0-96-107.
2. Dong-Lin Feng, Huai-Na Wu, Ren-Peng Chen, Fei-Xiang Liu, Man Yao An analytical model to predict the radial deformation of surrounding rock during shaft construction via shaft boring Machine // Tunnelling and Underground Space Technology. 2023, vol. 140, article 105321. DOI: 10.1016/j.tust.2023.105321.
3. Xiaoming Sun, Gan Li, Chengwei Zhao, Yangyang Liu, Chengyu Miao Investigation of deep mine shaft stability in alternating hard and soft rock strata using three-dimensional numerical modeling // Processes. 2018, vol. 7, no 1. DOI: 10.3390/pr7010002.
4. Tiutkin O., Miroshnyk V., Radkevych A., Alkhdour A. Nonuniform stress state of a hoisting shaft lining as a result of disturbance of the ground freezing technology // E3S Web of Conferences. 2019, vol. 109, article 00099. DOI: 10.1051/e3sconf/201910900099.
5. Насонов А. А., Давыденко А. П. Математическое моделирование призабойной зоны ствола при совмещенной схеме проходки // Инженерный вестник Дона. — 2022. — № 3 (87). — С. 114–123.
6. Анциферов С. В., Саммаль А. С., Деев П. В. Оценка напряженно-деформированного состояния многослойной крепи вертикального ствола с учетом отклонений форм поперечных сечений от проектных // Фундаментальные и прикладные вопросы горных наук. — 2017. — Т. 4. — № 2. — С. 19–25.
7. Харисов Т. Ф., Антонов В. А. Обеспечение устойчивости крепи в процессе строительства вертикальных стволов // Проблемы недропользования. — 2014. — № 1 (1). — С. 65–69.
8. Харисов Т. Ф. Предотвращение нарушений крепи стволов при строительстве по совмещенной технологической схеме // Известия Тульского государственного университета. Науки о Земле. — 2018. — № 4. — С. 264–274.

9. Pleshko M. S., Ankratenko A. N., Nasonov A. A., Isaev A. S. Geomechanical monitoring and stress – strain analysis of lining in ultra deep mine shafts // Eurasian Mining. 2023, no. 1, pp. 13 – 19. DOI: 10.17580/em.2023.01.03.

10. Hentrich N.-A., Calderon D. S., Bock S., Franz J. Limitations of standard analytical methods of shaft liner design / Ground Support 2019: Proceedings of the Ninth International Symposium on Ground Support in Mining and Underground Construction, Australian Centre for Geomechanics, Perth, 2019, pp. 445 – 458. DOI: 10.36487/ACG_rep/1925_31_Hentrich.

11. Walton G., Kim E., Sinha S., Sturgis G., Berberick D. Investigation of shaft stability and anisotropic deformation in a deep shaft in Idaho, United States // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. 2018, vol. 105, pp. 160 – 171. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2018.03.017.

12. Булычев Н. С. Фотиева Н. Н. Стрельцов Е. В. Проектирование и расчет крепи капитальных выработок. – М.: Недра, 1986. – 288 с.

13. Булычев Н. С. Механика подземных сооружений. – М.: Недра, 1994. – 278 с.

14. Соловьев В. А., Константинова С. А., Аптуков В. Н. Охрана горных выработок в соляных породах. Теория и практика. – Новосибирск: Наука, 2017. – 264 с.

15. Соловьев В. А., Аптуков В. Н., Ваулина И. Б. Поддержание горных выработок в породах соленосной толщи: Теория и практика. – Новосибирск: Наука, 2013. – 412 с.

16. Морозов И. А., Паньков И. Л., Токсаров В. Н. Изучение устойчивости горных выработок в соляных породах // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2021. – № 9. – С. 36 – 47. DOI: 10.25018/0236_1493_2021_9_0_36.

17. Казикаев Д. М., Сергеев С. В. Особенности деформирования крепи стволов и сопряжений в сложных горно-геологических условиях // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2013. – № 3. – С. 26 – 32.

18. Проблемы разработки месторождений углеводородных и рудных полезных ископаемых: материалы XII Всероссийской научно-технической конференции. – Пермь: Изд-во ПНИПУ, 2019. – 450 с.

19. Токсаров В. Н., Морозов И. А., Бельтюков Н. Л., Ударцев А. А. Исследование деформирования подземных горных выработок в условиях Гремячинского месторождения калийных солей // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2020. – № 7. – С. 113 – 124. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-7-0-113-124.

20. Панкратенко А. Н., Машин А. Н., Насонов А. А., Паринов Д. С. Особенности оценки технического состояния шахтных стволов с большим сроком эксплуатации // Горный журнал. – 2023. – № 1. DOI: 10.17580/gzh.2023.01.03. 

REFERENCES

1. Silchenko Yu. A., Pleshko M. S. Shaft lining design with regard to sinking technology. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2020, no. 11, pp. 96 – 107. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-11-0-96-107.

2. Dong-Lin Feng, Huai-Na Wu, Ren-Peng Chen, Fei-Xiang Liu, Man Yao An analytical model to predict the radial deformation of surrounding rock during shaft construction via shaft boring Machine. *Tunnelling and Underground Space Technology.* 2023, vol. 140, article 105321. DOI: 10.1016/j.tust.2023.105321.

3. Xiaoming Sun, Gan Li, Chengwei Zhao, Yangyang Liu, Chengyu Miao Investigation of deep mine shaft stability in alternating hard and soft rock strata using three-dimensional numerical modeling. *Processes.* 2018, vol. 7, no 1. DOI: 10.3390/pr7010002.

4. Tiutkin O., Miroshnyk V., Radkevych A., Alkhdour A. Nonuniform stress state of a hoisting shaft lining as a result of disturbance of the ground freezing technology. *E3S Web of Conferences.* 2019, vol. 109, article 00099. DOI: 10.1051/e3sconf/201910900099.

5. Nasonov A. A., Davydenko A. P. Mathematical modeling of the near-wellbore zone of a wellbore with a combined drilling scheme. *Engineering journal of Don.* 2022, no. 3 (87), pp. 114 – 123. [In Russ].

6. Antsiferov S. V., Sammal' A. S., Deev P. V. Stress–strain analysis of multi-layer lining of vertical shafts with regard to design deviations of cross-section forms. *Mining sciences: fundamental and applied issues.* 2017, vol. 4, no. 2, pp. 19 – 25. [In Russ].

7. Kharisov T. F., Antonov V. A. Lining stability during vertical shaft construction. *Problems of Subsoil Use*. 2014, no. 1 (1), pp. 65–69. [In Russ].
8. Kharisov T. F. Damage prevention in shaft lining in the sinking with lining technology of shaft construction. *News of the Tula state university. Sciences of Earth*. 2018, no. 4, pp. 264–274. [In Russ].
9. Pleshko M. S., Ankratenko A. N., Nasonov A. A., Isaev A. S. Geomechanical monitoring and stress–strain analysis of lining in ultra deep mine shafts. *Eurasian Mining*. 2023, no. 1, pp. 13–19. DOI: 10.17580/em.2023.01.03.
10. Hentrich N.-A., Calderon D. S., Bock S., Franz J. Limitations of standard analytical methods of shaft liner design. *Ground Support 2019: Proceedings of the Ninth International Symposium on Ground Support in Mining and Underground Construction*, Australian Centre for Geomechanics, Perth, 2019, pp. 445–458. DOI: 10.36487/ACG_rep/1925_31_Hentrich.
11. Walton G., Kim E., Sinha S., Sturgis G., Berberick D. Investigation of shaft stability and anisotropic deformation in a deep shaft in Idaho, United States. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 2018, vol. 105, pp. 160–171. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2018.03.017.
12. Bulychev N. S., Fotieva N. N., Strel'tsov E. V. *Proektirovanie i raschet krep'i kapital'nykh vyrabotok* [Design and calculation of support for permanent workings], Moscow, Nedra, 1986, 288 p.
13. Bulychev N. S. *Mekhanika podzemnykh sooruzheniy* [Mechanics of underground constructions], Moscow, Nedra, 1994, 278 p.
14. Solov'ev V. A., Konstantinova S. A., Aptukov V. N. *Okhrana gornykh vyrabotok v solyanykh porodakh. Teoriya i praktika* [Protection of mine workings in salt rocks. Theory and practice], Novosibirsk, Nauka, 2017, 264 p.
15. Solov'ev V. A., Aptukov V. N., Vaulina I. B. *Podderzhanie gornykh vyrabotok v porodakh solenosnoy tolshchi: Teoriya i praktika* [Maintenance of mine workings in the rocks of the saltbearing strata: Theory and practice], Novosibirsk, Nauka, 2013, 412 p.
16. Morozov I. A., Pankov I. L., Toksarov V. N. Stability of underground openings in salt rock masses. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2021, no. 9, pp. 36–47. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236_1493_2021_9_0_36.
17. Kazikaev D. M., Sergeev S. V. Features of the deformation of the lining of shafts and junctions in difficult mining and geological conditions. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2013, no. 3, pp. 26–32. [In Russ].
18. *Problemy razrabotki mestorozhdeniy uglevodorodnykh i rudnykh poleznykh iskopaemykh: materialy XII Vserossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii* [Problems of developing deposits of hydrocarbon and ore minerals: materials of the XII All-Russian Scientific and Technical Conference], Perm, Izd-vo PNIPU, 2019, 450 p.
19. Toksarov V. N., Morozov I. A., Beltyukov N. L., Udartsev A. A. Deformation of underground excavations under conditions of the Gremyachinsk potassium salt deposit. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2020, no. 7, pp. 113–124. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-7-0-113-124.
20. Pankratenko A. N., Mashin A. N., Nasonov A. A., Parinov D. S. Features of structural assessment of long life mine shafts. *Gornyi Zhurnal*. 2023, no. 1. [In Russ]. DOI: 10.17580/gzh.2023.01.03.

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРЕ

Кириенко Юрий Анатольевич – инженер научного проекта,
Университет науки и технологий МИСИС,
e-mail: 9267810740@mail.ru,
ORCID ID: 0000-0002-4575-7328

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Yu.A. Kirienko, Scientific Project Engineer,
University of Science and Technology MISIS,
119049, Moscow, Russia, e-mail: 9267810740@mail.ru,
ORCID ID: 0000-0002-4575-7328.

Получена редакцией 27.12.2023; получена после рецензии 12.02.2024; принята к печати 10.06.2024.
Received by the editors 27.12.2023; received after the review 12.02.2024; accepted for printing 10.06.2024.