

ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ТЮБИНГОВОЙ КРЕПИ
ШАХТНОГО СТВОЛА В СОЛЯНЫХ ПОРОДАХ

В. В. Тарасов¹, В. Н. Аптуков^{1,2}, О. В. Иванов¹, П. В. Николаев¹

¹АО “ВНИИ Галургии”, Е-mail: Vladislav.Tarasov@uralkali.com,
ул. Сибирская, 94, 614000, г. Пермь, Россия

²Пермский государственный национальный исследовательский университет,
E-mail: Aptukov@psu.ru, ул. Букирева, 15, 614000, г. Пермь, Россия

Представлены результаты расчетов развития во времени напряженно-деформированного состояния системы “тюбинговая крепь – бетонная крепь – породный массив”, выполненные с помощью разработанной численной трехмерной модели. Верификация модели осуществлена на основе данных лазерного сканирования тюбинговой колонны двух стволов. Получены коэффициенты запаса прочности по предельным сжимающим напряжениям и деформациям. Сделаны рекомендации по применению тюбингов определенных размеров при использовании в ствалах диаметром 7 и 8 м на разной глубине.

Шахтный ствол, соляные породы, тюбинговая крепь, несущая способность, численное моделирование

DOI: 10.15372/FTPRPI20240504

EDN: TNQSWX

К вертикальным шахтным стволам как капитальным горным выработкам предъявляются особые требования относительно надежности и долговечности [1, 2]. Стоимость проходки и крепления стволов в зависимости от вида крепи достигает 60 % полной стоимости сооружения [3]. В ряде случаев она может быть и выше, например в соляных породах, которые при большой устойчивости в обнажениях обладают ярко выраженной ползучестью, приводящей к постепенному возрастанию нагрузок на крепь в течение многих десятилетий. Особенно велики капиталовложения при сооружении шахтных стволов в сложных горно-геологических условиях, связанных с применением специальных способов проходки и дорогостоящих комбинированных крепей, таких как чугунно-бетонные или крепи с радиальной податливостью [4, 5].

Применение бетонной крепи при длительной эксплуатации в соляном массиве не обеспечивает достаточную несущую способность. Развитие процессов ползучести в соляных породах приводит к возникновению значительных смещений контура массива [6], поэтому такие крепи нередко деформируются и разрушаются. Из-за потери устойчивости бетонной крепи стволов проблемные участки частично перекрепляют на облегченную стальную крепь [7], а на калийных рудниках полностью заменяют на двухслойную чугунно-бетонную крепь [8], обеспечивающую жесткий отпор непрерывно смещающемуся породному массиву. В этой связи при проектировании новых вертикальных стволов калийных рудников, строящихся на Верхнекамском

месторождении в соляной части разреза и на полную глубину ствола, запланировано применение двухслойной чугунно-бетонной крепи. Основной материал тюбинговой крепи — серый чугун с пластинчатым графитом марки СЧ21 и СЧ35 и толщиной спинки 60–100 мм. Для заполнения затюбингового пространства использовался тяжелый бетон класса не ниже В25 с различными морозоустойчивыми добавками. Данное конструкционное решение хорошо зарекомендовало себя на многих горнорудных комплексах в России и за ее пределами. Основными преимуществами такой крепи являются:

- высокая несущая способность многослойной конструкции, которая обеспечивает необходимый эксплуатационный запас прочности;
- длительное время эксплуатации крепи без капитального ремонта (40–50 лет) при условии соблюдения всех норм проектирования и строительства инженерного сооружения.

В большинстве случаев выбор параметров чугунной тюбинговой крепи основан на применении инженерных методов оценки прочности крепи в плоской постановке с представлением тюбингового кольца в виде многослойной конструкции, обладающей различными прочностными показателями. Результаты таких оценок плохо соотносятся с итогами решения пространственной задачи о равновесии тюбингового кольца, учитывающей развитие напряженно-деформированного состояния крепи в зависимости от реальной геометрии тюбингов. Кроме того, применение инженерных расчетов при выборе параметров крепи может приводить к завышению уровня напряжений в крепи из-за принятых упрощений и, следовательно, к перерасходу материала, что негативно сказывается на экономической стороне строительства.

Геомеханическое взаимодействие массива пород с крепью вертикального ствола — основное положение в методах расчета крепи ствола. Вопросы расчета крепи шахтных стволов в солях подробно изложены в [9, 10], где в рамках схемы совместного взаимодействия получено аналитическое решение о формировании нагрузок на крепь вертикального ствола, расположенного в изотропной линейно-упругой среде.

В настоящее время существуют различные методы и подходы к расчету нагрузок на крепь и напряженного состояния крепи горных выработок. Они основываются на гипотезах сопротивления материалов и строительной механики. Применяются численные методы, а также комбинированные экспериментально-аналитические методики, использующие данные по мониторингу состояния ствола [11–13]. Отметим некоторые статьи по рассматриваемой теме зарубежных исследователей, где решаются задачи при различных условиях и принятых гипотезах [14–18].

Непрерывное развитие вычислительных мощностей и компьютерных моделей дает возможность расчета геотехнических сооружений с учетом пластичности, ползучести, слоистости и других особенностей строения горной породы, получения более точных оценок напряженно-деформированного состояния крепи. Применение численных методов позволяет уйти от ряда допущений и упрощений, используемых в аналитических решениях, и повысить достоверность решения задачи прогноза напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола. Несмотря на широкое применение численных методов расчета в современном проектировании, нормативная база утверждает лишь методику аналитического расчета, изложенного в своде правил СП 91.13330.2012 [19].

Комплексный подход, обеспечивающий повышенную точность подбора параметров чугунной тюбинговой крепи, расположенной в соляном массиве, до настоящего времени отсутствует. Разработка такого подхода — актуальная задача. Необходим контроль за развитием напряженно-деформированного состояния чугунной тюбинговой крепи в пространственной постановке с учетом реальной геометрии тюбингов, расчета неупругих деформаций материала крепи и совместной работы с соляным массивом. Данный подход позволит определить зоны концентрации максимальных напряжений в каждом элементе тюбинговой крепи.

В настоящем исследовании представлены результаты численного моделирования напряженного состояния комбинированной крепи вертикального ствола в соляном массиве на глубинах 250, 300, 350 и 400 м. Установлены расчетные коэффициенты запаса прочности по сжимающим напряжениям и предельным деформациям. Определены приближенные соотношения для вычисления коэффициентов запаса относительно различных типов тюбингов и глубины их расположения. Выполнено сопоставление расчетных значений и экспериментальных данных, полученных по результатам лазерных измерений конвергенции чугунной тюбинговой крепи, находящейся в соляной части разреза.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОЙ ПРОЧНОСТИ ТЮБИНГОВОЙ КРЕПИ

Для определения несущей способности чугунно-бетонной крепи проведены численные расчеты. Система крепи ствола состояла из породного массива, бетона и тюбингового кольца, нагруженного симметрично горным давлением. Для описания свойств материала тюбинга использовалась модель линейной упругости, для бетона — модель упругопластического тела (деформационная теория пластичности), для породного массива, кроме упругопластических деформаций, учитывались деформации ползучести. Полная математическая постановка задачи [20] включала в себя: уравнения равновесия, граничные условия в перемещениях и напряжениях, уравнения Коши, уравнения линейной упругости, уравнение деформационной теории пластичности, уравнения ползучести в дифференциальной форме.

Все варианты задач решались методом конечных элементов в пакете ANSYS в трехмерной (пространственной) постановке. Использованы опции Rate Independent, Isotropic Hardening Plasticity, Mises Plasticity, Multilinear для расчетов пластичности и Rate Dependent, Creep, Implicit для расчетов ползучести. Верификация расчетной схемы проводилась с учетом накопленного вычислительного опыта решения подобных задач [21, 22].

В силу симметрии расчетная схема состояла из одного тюбинга, бетона и горной породы. Горное давление приложено с внешнего радиуса горной породы (рис. 1, поверхность S_p). На вертикальных боковых и горизонтальных плоскостях задано условие симметрии — отсутствие нормальных к границе перемещений $U_n = 0$ (поверхности S_u).

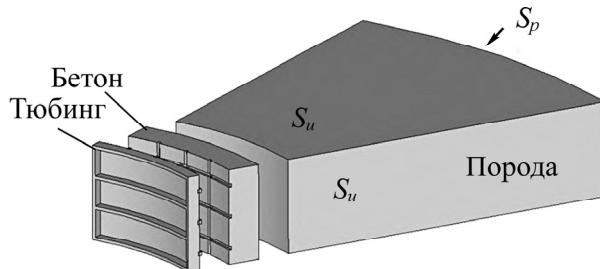


Рис. 1. Геометрическая модель принятой расчетной схемы

Исследованы варианты расположения тюбинговой крепи, расположенной на глубинах $H=250, 300, 350$ и 400 м в различных соляных породах. Рассматривались тюбинги завода DOZAMET с толщиной стенки 50 и 60 мм для стволов диаметром 7 и 8 м. Затюбинговое пространство заполнялось бетоном марки В35 толщиной 500 мм.

Представлены четыре типа соляных пород: слабый карналлит ($E=4000$ МПа, $\sigma_{сж}=5$ МПа); стандартный карналлит ($E=8000$ МПа, $\sigma_{сж}=9$ МПа); сильвинит ($E=16\,000$ МПа, $\sigma_{сж}=23$ МПа); каменная соль ($E=18\,000$ МПа, $\sigma_{сж}=25$ МПа). На рис. 2 показаны временные зависимости максимальных сжимающих напряжений в тюбинге на глубине 350 м для ствола диаметром 8 м.

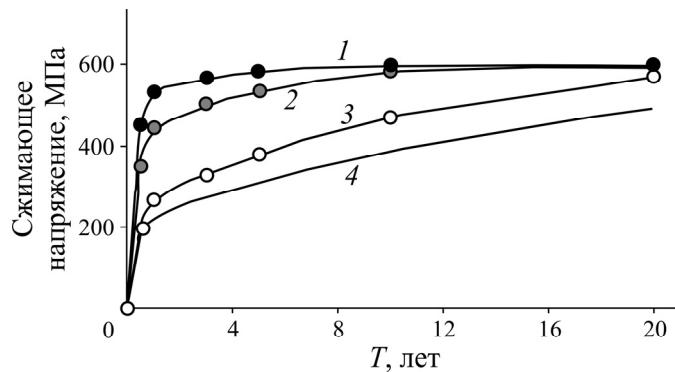


Рис. 2. Временные зависимости максимальных сжимающих напряжений тюбингов 8.0–50 завода DOZAMET в различных типах соляных пород: 1 — слабый карналлит; 2 — стандартный карналлит; 3 — сильвинит; 4 — каменная соль

Сжимающее напряжение для тюбинга в карналлитовой породе выходит на максимальное стационарное значение к 10 годам эксплуатации, в сильвините — к 30. Далее никаких значительных изменений уже не происходит. Максимальные значения интенсивности деформаций достигаются на внутренней стенке вблизи вертикальных ребер жесткости. Согласно экспериментальным данным в [23], принимая за предельные значения сжимающих напряжений 860 МПа, деформации 0.8 %, получим минимальные расчетные коэффициенты запаса прочности по напряжениям — 1.43, по деформациям — 1.33. Если тюбинговая крепь отвечает паспортным требованиям, то она выходит на стационарный режим равновесия к 10–20 годам эксплуатации в зависимости от породного массива, а далее сохраняет свою устойчивость неограниченно долго при условии отсутствия коррозии.

В рамках исследований выполнена серия расчетов для стволов диаметром 7 и 8 м на глубинах $H=250$ –400 м. В таблице представлены минимальные коэффициенты запаса прочности по предельным сжимающим напряжениям и деформациям. Результаты расчетов дают возможность выбора необходимого типа тюбинга при рассматриваемой глубине, диаметре ствола и заданном коэффициенте запаса прочности.

Минимальные расчетные коэффициенты запаса прочности тюбингов DOZAMET по напряжению n_s и деформации n_e

H , м	Тюбинг 8.0–50		Тюбинг 8.0–60		Тюбинг 7.0–50		Тюбинг 7.0–60	
	n_s	n_e	n_s	n_e	n_s	n_e	n_s	n_e
250	2.06	1.82	2.16	1.90	2.20	1.95	2.21	1.95
300	1.69	1.48	1.78	1.57	1.81	1.60	1.82	1.60
350	1.43	1.33	1.51	1.36	1.54	1.41	1.55	1.38
400	1.25	1.10	1.31	1.18	1.34	1.19	1.35	1.19

Для ствола диаметром 8 м отличие коэффициента запаса по предельным напряжениям тюбингов с толщиной стенки 50 и 60 мм несущественное и составляет около 5 %. Коэффициенты запаса на уровне 1.1–1.2 не являются критичными, поскольку они достигаются в локальных местах тюбинга, разрушение которых не несет полной потери устойчивости крепи.

Конвергенция диаметра тюбинговой крепи ΔD при выходе системы в равновесное состояние незначительна и описывается линейными зависимостями:

$$\Delta D = 18.2 + 0.079(H - 250) \quad \text{для тюбинга 8.0–50,}$$

$$\Delta D = 15.8 + 0.068(H - 250) \quad \text{для тюбинга 8.0–60.}$$

Например, для глубины $H=400$ м изменение диаметра ΔD составит 30 мм (тюбинг 8.0–50) и 26 мм (тюбинг 8.0–60).

Расчетные коэффициенты запаса прочности для ствола диаметром 7 м по сравнению со стволов диаметром 8 м (толщина спинки тюбингов 50 мм) увеличились примерно на 7 %. Соответствующие коэффициенты для толщины спинки тюбингов 60 мм увеличились на 2–3 %. Максимальные напряжения и деформации в тюбингах с толщиной стенки 50 и 60 мм практически не различаются друг от друга. Однако если сравнивать радиальные перемещения тюбингов, определяющие среднюю окружную деформацию и окружное напряжение, то разница составляет 13 %.

Таким образом, толщина стенки тюбинга в основном определяет средние напряжения, тогда как максимальные напряжения, превышающие средние в 1.5–2 раза, обусловливаются концентраторами напряжений, связанными с геометрией тюбинга. Следовательно, конструкция (геометрия) тюбингов далека от оптимальной и может быть улучшена.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ ЛАЗЕРНЫХ ИЗМЕРЕНИЙ КОНВЕРГЕНЦИИ ТЮБИНГОВОЙ КРЕПИ, ПРОВЕРКА РАЗРАБОТАННОЙ ЧИСЛЕННОЙ МОДЕЛИ

По результатам лазерных измерений конвергенции чугунной тюбинговой крепи, расположенной в соляной части разреза, выполнено сопоставление расчетных значений и экспериментальных данных. Измерения проведены в двух шахтных стволовах глубиной до 409 м и диаметром 7 м. Использовался переносной лазерный сканер модели Leica RTC360 со скоростью сканирования до 2 млн точек в секунду, дальность действия 130 м, точность $\pm 0.1^\circ$, разрешение 3D-сканирования 6 мм на 10 м. Отметим, что на Верхнекамском месторождении инструментальные измерения смещения и конвергенции чугунной тюбинговой крепи, расположенной в соляной части разреза, проводились впервые.

Совмещенные кривые изменения диаметра ствола от номера яруса для стволов № 1 и 2 представлены на рис. 3. Ярусы № 115–121 находятся на глубине $H=352$ –371 м (пласти Е–Ж–В); ярусы № 122–127 — $H=375$ –390 м (пласти АБ–Кр3); ярусы № 128–145 — $H=391$ –469 м (пласти ПдКС).

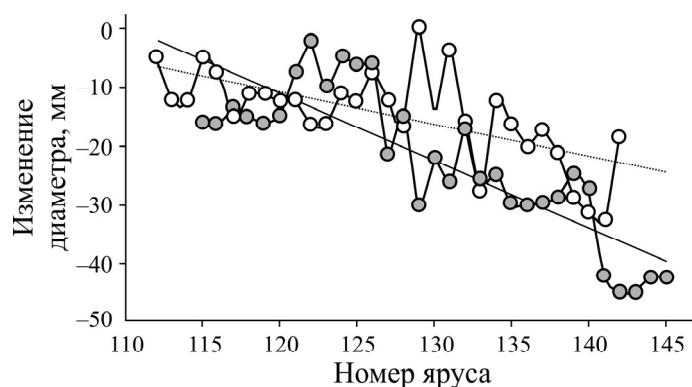


Рис. 3. Уменьшение диаметра стволов № 1 (белый маркер) и № 2 (серый маркер) в зависимости от номера яруса. Пунктирная прямая — линия тренда для ствола № 1, сплошная — для ствола № 2

На рис. 4 приведены временные зависимости конвергенции ствола и усредненные экспериментальные данные лазерных измерений для $H=375$ –390 и 391–409 м. На основании представленных данных заключим, что расчетная модель в целом удовлетворительно описывает временные зависимости конвергенции тюбинговой крепи ствола.

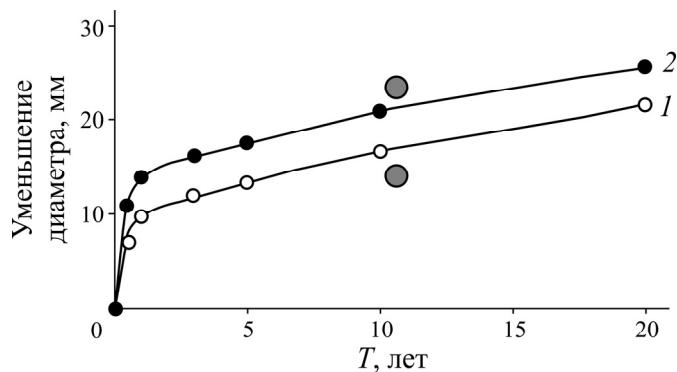


Рис. 4. Временные зависимости изменения диаметра ствола для зоны пластов АБ–Кр3 при $H=375–390$ м (1); для пласта ПдКС при $H=391–409$ м (2); серые круги — усредненные экспериментальные данные лазерных измерений на соответствующих глубинах

ВЫВОДЫ

Напряженно-деформированное состояние тюбинговой крепи с течением времени выходит на стационарный уровень. Этот процесс зависит от механических характеристик породного массива и составляет от 10 до 30 лет. Максимальные напряжения в тюбингах не зависят от вмещающих пород, а определяются глубиной расположения и типом тюбинга. Получены расчетные коэффициенты запаса прочности по сжимающим напряжениям и предельным деформациям для рассмотренных случаев. Определены приближенные соотношения для вычисления коэффициентов запаса прочности различных типов тюбингов и глубины их расположения.

На основе проведенных расчетов даны рекомендации по выбору крепления участков вертикального ствола, расположенного в соляном массиве. Для диаметра ствола 8 м при максимальной глубине 400 м в соляной части массива при условии отсутствия коррозии достаточно применение тюбингов с толщиной спинки, не превышающей 60 мм, что дает коэффициент запаса прочности 1.31. Для диаметра ствола 7 м при максимальной глубине 400 м достаточно применение тюбингов с толщиной спинки, не превышающей 50 мм, при этом коэффициент запаса прочности равен 1.34.

Рассмотренная тюбинговая крепь при наличии бетонного слоя толщиной 500 мм марки В35 и отсутствии значительной коррозии полностью обеспечивает условия безремонтного состояния крепи в течение всего времени эксплуатации шахтного ствола. Использование в соляных породах на глубинах до 400 м тюбингов с толщиной спинки 80 мм и более нерационально с технико-экономической точки зрения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ольховиков Ю. П. Крепь капитальных выработок калийных и соляных рудников. — М.: Недра, 1984. — 238 с.
2. Тарасов В. В., Аптуков В. Н., Иванов О. В. Комплексная оценка деформирования системы жесткой армировки при конвергенции крепи шахтного ствола в неустойчивых породах // Зап. Горн. ин-та. — 2024. — Т. 266. — С. 305–315.

3. Качурин Н. М., Мельник В. В., Соловьев Д. А., Соловьев Р. А. Оценка напряженно-деформированного состояния крепи вертикальных стволов при замене тюбинговых сегментов // Изв. ТулГУ. Технические науки. —2023. — № 4. — С. 238 – 244.
4. Протосеня А. Г., Катеров А. М. Развитие напряженно-деформированного состояния комбинированной крепи вертикального ствола, пройденного в соляном массиве // ГИАБ. — 2022. — № 6 – 1. — С. 100 – 113.
5. Панкратенко А. Н., Машин А. Н., Насонов А. А., Паринов Д. С. Особенности оценки технического состояния шахтных стволов с большим сроком эксплуатации // Горн. журн. — 2023. — № 1. — С. 20 – 26.
6. Lie J., Wu F., Zou Q., Chen J., Ren S., and Zhang C. A variable-order fractional derivative creep constitutive model of salt rock based on damage effect. Geomechanics and geophysics for geo-energy and geo-resources, 2021, Vol. 7, No. 2. — P. 1 – 16.
7. Niedbalski Z. and Malkowski P. Difficulties in maintaining shaft lining — testing methods and repair methods — a case study, E3S Web of Conferences, 2020, Vol. 201. — 01016.
8. Тарасов В. В., Иванов О. В. Реконструкция бетонной крепи шахтного ствола № 3 рудника БКПРУ-2 ПАО “Уралкалий” в условиях непрерывно действующего производства // ГИАБ. — 2016. — № 9. — С. 303 – 315.
9. Булычев Н. С., Абрамсон Х. И. Крепь вертикальных стволов шахт. — М.: Недра, 1978. — 300 с.
10. Булычев Н. С. Механика подземных сооружений. — М.: Недра, 1982. — 270 с.
11. Протосеня А. Г., Карасев М. А., Катеров А. М., Петрушин В. В. Анализ подходов к прогнозу напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола, пройденного в соляном массиве // Транспортное, горное и строительное машиностроение: наука и производство. — 2023. — № 19. — С. 129 – 137.
12. Плешко М. С., Сильченко Ю. А., Панкратенко А. Н., Насонов А. А. Совершенствование расчетно-экспериментальных методов проектирования шахтных стволов // ГИАБ. — 2019. — № 12. — С. 55 – 66.
13. Тарасов В. В., Аптуков В. Н., Иванов О. В., Николаев П. В. Оценка технического состояния бетонной крепи шахтных стволов Верхнекамского месторождения солей // ФТПРПИ. — 2024. — № 1. — С. 58 – 67.
14. Georgiannou V. N., Serafis A., and Pavlopoulou E. M. Analysis of a vertical segmental shaft using 2D and 3D finite element codes, Int. J. Geomate, 2017, Vol. 13. — P. 138 – 146.
15. Hasan O. and Erdogan G. A methodology for lining design of circular mine shafts in different rock masses, Int. J. Min. Sci. Tech., 2016, Vol. 26 (5). — P. 761 – 768.
16. Fabich S., Bauer J., Rajczakowska M., and Switon S. Design of the shaft lining and shaft stations for deep polymetallic ore deposits: Victoria mine case study, Min. Sci., 2015, Vol. 22. — P. 127 – 146.
17. Tiutkin O., Miroshnyk V., Radkevych A., and Alkhoudour 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. — P. 1 – 6.
18. Jendryś M. Analysis of stress state in mine shaft lining, taking into account superficial defects, IOP Conf. Series Earth Env. Sci., 2019, Vol. 261, No. 1. — 012016.
19. Деменков П. А., Романова Е. Л. Анализ подходов к расчету крепи вертикальных стволов в зонах тектонических нарушений // Изв. ТулГУ. Технические науки. — 2022. — № 4. — С. 223 – 236.

20. Качанов Л. М. Основы теории пластичности. — М.: Наука, 1969. — 420 с.
21. Аптуков В. Н., Волегов С. В. Моделирование процесса формирования остаточных напряжений и поврежденности в образцах соляных пород, полученных из керна // ФТПРПИ. — 2020. — № 3. — С. 3–11.
22. Тарасов В. В., Аптуков В. Н., Пестрикова В. С. Особенности деформирования и разрушения бетонной крепи вертикального ствола на сопряжении с горизонтальными выработками // ФТПРПИ. — 2020. — № 5. — С. 54–59.
23. Качурин Н. М., Афанасьев И. А., Тарасов В. В., Пестрикова В. С. Исследования геометрических параметров и прочностных характеристик материала тюбингов ствола № 4 СКРУ-3 // Изв. ТулГУ. Науки о Земле. — 2014. — № 4. — С. 100–108.

*Поступила в редакцию 28/V 2024
После доработки 27/VIII 2024
Принята к публикации 24/IX 2024*