

Научная статья

Моделирование потери устойчивости и разрушения тубинговой крепи шахтного ствола

А.П. Шестаков, И.Н. Шардаков, И.О. Глот

Институт механики сплошных сред УрО РАН, Пермь, Российская Федерация

Целостность и деформационная надежность элементов шахтного ствола играют значительную роль в процессе добычи полезных ископаемых. Нарушение целостности может привести к поступлению воды в шахту и, в конечном итоге, к затоплению рудника. Деформационная прочность и надежность шахтного ствола в значительной степени обуславливаются эффективностью и корректностью всех этапов изготовления тубинговой крепи. В данной работе представлены результаты численного моделирования процесса деформирования тубингового кольца под действием неравномерного давления, которое может возникнуть при тампонаже (накачивании цементного раствора в затубинговое пространство под высоким давлением). В рамках математической постановки обсуждаемой задачи и ее численной реализации учтены следующие факторы: контактное взаимодействие между секциями тубинга, контакт между тубингом и бетоном, влияние начального напряженно-деформированного состояния тубинга, сформированного при затяжке болтов, соединяющих секции друг с другом. Постановка задачи осуществлена в рамках упругопластического деформирования с учетом конечных деформаций. По результатам численного решения определены условия, при которых возможна потеря устойчивости и разрушение тубингового кольца. Установлена существенная зависимость давления, приводящего к разрушению тубинга, от площади, к которой оно приложено. Выявлено, что эта зависимость не монотонна и имеет минимум при давлении, распределенном по площади двух секций тубингового кольца. Давление в этом случае составляет ≈ 1.4 МПа, то есть находится в диапазоне реальных величин, характерных для тампонирующего (до 3 МПа). Полученные графические зависимости дают возможность оценить формирование критических деформационных состояний тубинговой крепи и могут быть использованы для выбора рациональных режимов создания крепей шахтных стволов.

Ключевые слова: шахтный ствол, тубинговая крепь, тампонаж, численное моделирование, деформационная прочность, устойчивость, критическое состояние

Получение: 17.11.2025 / *Публикация онлайн:* 25.02.2026

УДК 539.3:622.016

1. Введение

Исследованию целостности и деформационной надежности шахтных крепей посвящено множество работ (см., например, [1, 2]). Так, нарушение целостности может привести к поступлению воды в шахту и, в конечном итоге, вызвать затопление рудника. Свидетельством этого являются известные аварийные ситуации, описанные в литературе [3–5]. Деформационная прочность и эксплуатационная надежность шахтного ствола определяются прочностью горных пород, действующими на ствол нагрузками, физико-механическими свойствами элементов крепи. В настоящее время при проектировании шахтных стволов активно используются методы математического моделирования [6–8]. В частности, анализу потери устойчивости ствола от действия эксплуатационных нагрузок посвящены работы [9, 10].

Важную роль играют конструктивные особенности крепи, в частности, тубинговой, образуемой отдельными элементами — тубингами, а также эффективность и корректность ее изготовления. Возведение тубинговой крепи шахтного ствола представляет собой сложный процесс, включающий множество этапов [11–13], основные из них — это сборка тубинговой колоны и тампонаж затубингового пространства [14]. Тубинговое кольцо формируется из чугунных секций (тубингов), скрепленных друг с другом при помощи стальных болтов. Тампонаж заключается в накачивании в затубинговое пространство под высоким давлением цементного раствора. Именно этот технологический прием позволяет повысить гидроизоляцию ствола, однако под действием высокого давления может происходить разрушение тубингов. Случаи выхода из строя элементов тубингового кольца встречаются на практике и носят нерегулярный характер. Поэтому важно понимание характера деформационных процессов, реализующихся в тубинговой крепи при выполнении тампонажа. Чрезвычайно актуальной задачей является оценка параметров этого технологического этапа, при которых становится возможным разрушение тубинга.

В данной работе рассмотрена задача моделирования процесса деформирования тубингового кольца под действием неравномерного давления, которое может возникнуть при тампонаже. Следует отметить, что в постановке задачи учтены следующие факторы, влияющие на развитие деформационных процессов в крепи: контактное взаимодействие между секциями (тубингами), контакт между бетонным и тубинговым кольцами, влияние начального напряженно-деформированного состояния (НДС), вызванного усилием затяжки болтовых соединений. Постановка задачи выполнена в рамках упругопластического деформирования с учетом конечных деформаций [14]. Реализация решения осуществлена численно, методом конечных элементов (МКЭ) [15] с использованием программного пакета ANSYS. По результатам решения выявлены условия, при которых возможна потеря устойчивости и разрушение тубингового кольца.

В статье представлено описание расчетной схемы, дана математическая постановка задачи, приведены результаты моделирования для пяти вариантов распределения давления, возникающего при тампонаже. Для каждого варианта путем численного моделирования установлены значения давлений, которые приводят к

разрушению тубинга, и найдены наиболее вероятные места таких разрушений. Исходя из полученных результатов рекомендованы параметры, по которым следует контролировать процесс тампонирувания.

2. Описание расчетной схемы

Рассматривается задача о деформационном поведении тубингового кольца в составе шахтного ствола на этапе тампонажа. Расчетная область представляется в цилиндрической системе координат $\{Or\varphi z\}$ и показана на рисунке 1. Она состоит из трех частей: грунта (1), бетонного кольца (2) и тубингового кольца (3). Геометрические параметры расчетной схемы имеют следующие значения: высота $H = 1.5$ м, $R_1 = 10$ м, $R_2 = 3$ м, $R_3 = 4.24$ м и $R_4 = 4$ м. Как выглядят структурные элементы тубингового кольца, можно видеть на рисунке 2. Кольцо (Рис. 2а) состоит из 15 чугунных секций — тубингов (Рис. 2б), соединенных между собой с помощью стальных болтов (Рис. 2в). Диаметр цилиндрической части болта составляет 42 мм.

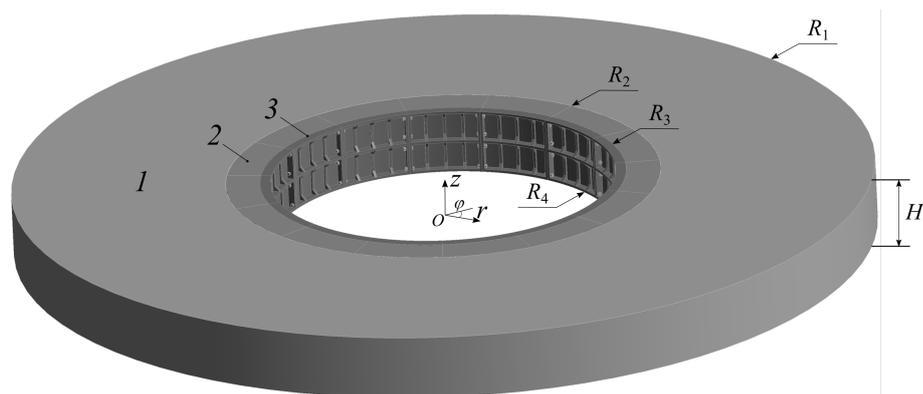


Рис. 1. Расчетная область: грунт (1), бетонное кольцо (2), тубинговое кольцо (3)

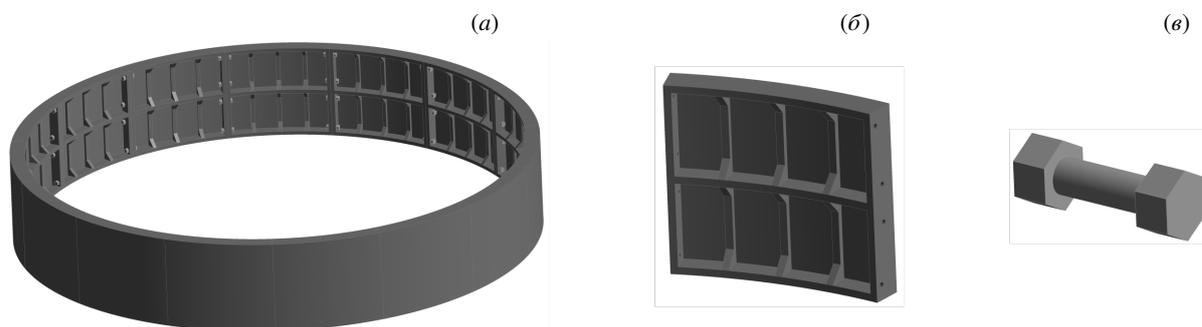


Рис. 2. Тубинговое кольцо (а) и его элементы: отдельный тубинг с крепежными отверстиями (б), болт (в)

В математической постановке задачи о деформационном состоянии тубингового кольца в составе системы «грунт–бетонное кольцо–тубинговое кольцо» при тампонаже учтены два внешних силовых фактора. Первый из них — заданное усилие затяжки болтов, соединяющих секции (тубинги), второй — давление по границе контакта тубингового и бетонного колец. В статье рассмотрены варианты, когда давление распределено по конечному числу тубингов (от одного до пяти). Такое нагружение может иметь место при тампонаже.

Таблица. Физико-механические свойства материалов

Грунт		Бетон		Чугун	
E , МПа	ν	E , ГПа	ν	E , ГПа	ν
10	0.2	20	0.18	100	0.22

коэффициент Пуассона. НДС стальных болтов отыскивалось в рамках упругопластической модели [17]. В расчетах приняты характеристики стали: $E = 200$ ГПа, $\nu = 0.3$, предел текучести 800 МПа, упрочнение отсутствует. Оценка возможности разрушения тубинговых секций из чугуна производилась по пределу прочности чугуна на растяжение, который равен 300 МПа.

Полагалось следующее:

– между секциями тубингового кольца реализуется контактное взаимодействие по закону Кулона с коэффициентом трения 0.2;

Моделирование НДС всех элементов расчетной схемы осуществлялось с учетом нелинейных геометрических соотношений, что позволило описать процесс потери устойчивости тубинга [16]. Деформирование грунта, бетона и тубинга описывается в рамках теории упругости. В таблице приведены упругие физико-механические свойства материалов; здесь: E — модуль упругости, ν —

- между тубингами и бетонным кольцом (при $r = R_3$) осуществляется контакт с коэффициентом трения 0.3;
- остальные поверхности тубингового кольца ($r \approx R_4$) являются свободными;
- грунт и бетонное кольцо связаны неразрывно.

Учет контактных условий на соприкасающихся поверхностях обеспечивал возможность моделирования снижения жесткостных характеристик сопряжения секций (тубингов) между собой, а также нагружение тубингового кольца по границе сопряжения с бетонным кольцом.

Краевые условия на торцевых поверхностях ($z = 0$ и $z = H$, Рис. 1) заданы значением компоненты вектора перемещений $U_z = 0$ и нулевыми значениями касательных напряжений: $\sigma_{rz} = 0$ и $\sigma_{\varphi z} = 0$. На цилиндрической поверхности $r = R_1$, определяющей внешнюю границу грунта, все компоненты вектора перемещений равнялись нулю ($U_r = 0, U_z = 0, U_\varphi = 0$).

На первом этапе решения задачи оценивалось НДС, возникающее в элементах системы «грунт–бетонное кольцо–тубинг» от затяжки болтовых соединений в тубинговом кольце. На втором этапе на это НДС накладывалось состояние, вызванное воздействием давления, создаваемым при тампонаже. Последовательно рассмотрены пять вариантов расчета. В первом из них приложенное давление рассредоточивалось по цилиндрической поверхности пяти соседних тубинговых секций. В последующих вычислениях давление действовало на поверхности четырех, трех, двух и одной секции. Картины распределения давления по поверхности тубингового кольца для этих пяти вариантов нагружения представлены на рисунке 3.

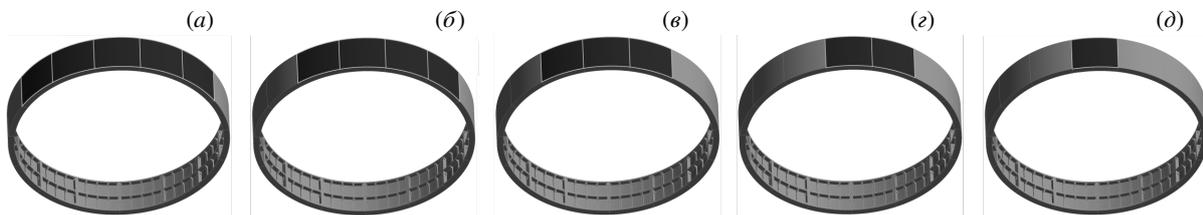


Рис. 3. Схемы нагружения тубингового кольца; давление распределено по разному количеству секций: 5 (а), 4 (б), 3 (в), 2 (г), 1 (д)

3. Математическая постановка задачи

Определение НДС системы «грунт–бетонное кольцо–тубинг» выполняется в рамках механики деформируемого твердого тела. Материалы элементов расчетной схемы приняты однородными и изотропными. Математическая постановка записывается в декартовой системе координат [11]. Она определена для системы тел, занимающих области V^k с границами Γ^k . Постановка включает в себя:

- уравнения равновесия

$$\sigma_{ij,i}^k = 0, \quad \mathbf{x} \in V^k; \quad (1)$$

- физические соотношения

$$\sigma_{ij}^k = Q^k(\varepsilon_{ij}^k), \quad \mathbf{x} \in V^k; \quad (2)$$

- геометрические соотношения

$$\varepsilon_{ij}^k = \frac{1}{2}(U_{i,j}^k + U_{j,i}^k + U_{p,i}^k \cdot U_{p,j}^k), \quad \mathbf{x} \in V^k. \quad (3)$$

Здесь σ_{ij}^k — компоненты тензора напряжений; ε_{ij}^k — компоненты тензора деформаций Коши–Грина [16]; $Q^k(\varepsilon_{ij}^k)$ — оператор, определяющий тип физических соотношений; U_i^k — компоненты вектора перемещений; верхний индекс k определяет принадлежность к элементу расчетной схемы; V^k — область, занимаемая k -м телом в деформированном состоянии; индексы i, j, p принимают значения 1, 2 и 3; по повторяющемуся индексу ведется суммирование; запись « \cdot, i » обозначает частную производную по координате i ; \mathbf{x} — радиус-вектор точки.

Систему уравнений (1), (2) и (3) замыкают граничные условия. Кинематические и силовые условия имеют вид:

$$\begin{aligned} \mathbf{U}^k &= \mathbf{U}_0^k, \quad \mathbf{x} \in \Gamma_u^k, \\ \boldsymbol{\sigma}^k \cdot \mathbf{n}^k &= \mathbf{P}_0^k, \quad \mathbf{x} \in \Gamma_\sigma^k, \end{aligned}$$

где $\Gamma_u^k, \Gamma_\sigma^k$ — части границы k -го тела, на которых задаются векторы перемещений и напряжений, \mathbf{n}^k — вектор нормали к границе. Для описания контактных условий введены следующие обозначения:

$$\begin{aligned} \mathbf{P}^{k1} &= \boldsymbol{\sigma}^{k1} \cdot \mathbf{n}^{k1}, \quad P_n^{k1} = \mathbf{P}^{k1} \cdot \mathbf{n}^{k1}, \quad U_n^{k1} = \mathbf{U}^{k1} \cdot \mathbf{n}^{k1}, \\ \mathbf{P}^{k2} &= \boldsymbol{\sigma}^{k2} \cdot \mathbf{n}^{k2}, \quad \mathbf{P}_\tau^{k1} = \mathbf{P}^{k1} - P_n^{k1} \cdot \mathbf{n}^{k1}, \quad U_n^{k2} = \mathbf{U}^{k2} \cdot \mathbf{n}^{k2}, \\ f(P_i^{k1}) &= |\mathbf{P}_\tau^{k1}| + C \cdot P_n^{k1}. \end{aligned}$$

При этом k_1, k_2 обозначают пару контактирующих тел; $\mathbf{n}^{k_1}, \mathbf{n}^{k_2}$ — векторы нормалей к границам тел; $\mathbf{P}^{k_1}, \mathbf{P}^{k_2}$ — векторы напряжений на границах тел; $P_n^{k_1}$ — нормальное напряжение на границе тела; $\mathbf{P}_\tau^{k_1}$ — вектор касательных напряжений на границе тела; $U_n^{k_1}, U_n^{k_2}$ — нормальные перемещения границ тел; $f(P_i^{k_1})$ — функция, определяющая состояние контакта, в соответствии с законом трения Кулона; C — коэффициент трения; $|\cdot|$ — евклидова норма вектора. Также введена величина δ , которая определяет зазор между границами контактирующих тел. В области, где $\delta > 0$, тела не взаимодействуют друг с другом. Контактные условия в этом случае принимают вид:

$$\begin{aligned} \mathbf{P}^{k_1} &= 0, & \mathbf{x} \in \Gamma_{co}^{k_1}, \\ \mathbf{P}^{k_2} &= 0, & \mathbf{x} \in \Gamma_{co}^{k_2}. \end{aligned}$$

Здесь $\Gamma_{co}^{k_1}, \Gamma_{co}^{k_2}$ — области контакта, в которых взаимодействие тел отсутствует. В области, где $\delta = 0$, тела соприкасаются. В этом случае в зависимости от того, наступает предельное состояние в контакте или нет, возможны два состояния системы. Когда сдвиговые напряжения в области контакта не превышают предельных значений, скольжения нет, и граничные условия следующие:

$$\begin{aligned} d\mathbf{U}^{k_1} &= d\mathbf{U}^{k_2}, & \mathbf{x} \in \Gamma_{cc}^{k_1}, \\ \mathbf{P}^{k_1} &= \mathbf{P}^{k_2}, & \mathbf{x} \in \Gamma_{cc}^{k_1}, \end{aligned} \quad f(P_i^{k_1}) < 0,$$

где $\Gamma_{cc}^{k_1}, \Gamma_{cc}^{k_2}$ — области контакта, в которых скольжение отсутствует (они совпадают $\Gamma_{cc}^{k_1} = \Gamma_{cc}^{k_2}$). В случае, когда сдвигающие напряжения равны предельным, контактирующие поверхности проскальзывают. Граничные условия, описывающие этот процесс, имеют вид:

$$\begin{aligned} \mathbf{P}^{k_1} &= \mathbf{P}^{k_2}, \\ dU_n^{k_1} &= -dU_n^{k_2}, \\ d\mathbf{U}^{k_2} - d\mathbf{U}^{k_1} &= \alpha \mathbf{P}_\tau^{k_1}, & \mathbf{x} \in \Gamma_{cs}^{k_1}, \quad f(P_i^{k_1}) = 0. \\ \frac{\partial f(P_i^{k_1})}{\partial P_i^{k_1}} \cdot dP_i^{k_1} &= 0, \end{aligned}$$

Здесь $\Gamma_{cs}^{k_1}, \Gamma_{cs}^{k_2}$ — области контакта в которых происходит скольжение (они совпадают $\Gamma_{cs}^{k_1} = \Gamma_{cs}^{k_2}$); α — произвольный множитель.

Физические соотношения $Q^k(\varepsilon_{ij}^k)$ для грунта, бетона и чугуна описываются уравнениями линейной теории упругости:

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}^k &= 2\mu^k \varepsilon_{ij}^k + \lambda^k \delta_{ij} \varepsilon_{qq}^k, & \mathbf{x} \in V^k, \quad k \in k_{soil} \cup k_{concrete} \cup k_{iron}, \\ \mu^k &= \frac{E^k}{2(1+\nu^k)}, & \lambda^k = \frac{\nu^k E^k}{(1+\nu^k)(1-2\nu^k)}, \end{aligned}$$

где μ, λ — параметры Ламе, δ_{ij} — символ Кронекера, $k_{soil}, k_{concrete}, k_{iron}$ — множества индексов элементов расчетной схемы, которые указывают на грунт/soil, бетон/concrete и чугун/iron соответственно.

Физические соотношения $Q^k(\varepsilon_{ij}^k)$ для стали/steel формулируются в рамках теории пластического течения [17]. Согласно этому полная деформация представляется в виде суммы упругой и пластической составляющих:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p.$$

Пластическая деформация определяется соотношениями:

$$d\varepsilon_{ij}^p = \alpha \frac{\partial f^c(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \varepsilon_{ij}^p = \int d\varepsilon_{ij}^p, \quad f^c(\sigma_{ij}) = \sigma_i - \sigma_B.$$

Здесь $f^c(\sigma_{ij})$ — поверхность текучести; σ_i — интенсивность напряжений; σ_B — предел текучести; α — произвольный множитель; $d\varepsilon_{ij}^p$ — компоненты тензора приращения пластических деформаций. Соотношения, описывающие связь напряжений и деформаций, имеют вид:

$$\sigma_{ij}^k = 2\mu^k (\varepsilon_{ij}^k - \varepsilon_{ij}^{pk}) + \lambda^k \delta_{ij} (\varepsilon_{qq}^k - \varepsilon_{qq}^{pk}), \quad \mathbf{x} \in V^k, \quad k \in k_{steel}.$$

Затяжка стальных болтов учитывается заданием вектора напряжений для цилиндрической части болтов на первой стадии нагружения:

$$\boldsymbol{\sigma}^k \cdot \mathbf{e}^k \cdot \mathbf{e}^k = \sigma_b, \quad \mathbf{x} \in V^{kc}, \quad k \in k_{steel},$$

где $\boldsymbol{\sigma}^k$ — тензор напряжений, \mathbf{e}^k — единичный вектор, направленный вдоль оси цилиндрической части болта, σ_b — напряжение затяжки болтов, которое составляет 430 МПа, V^{kc} — цилиндрическая часть k -го болта.

Численная реализация задачи осуществлена с помощью конечно-элементного программного комплекса ANSYS. Использованы трехмерные конечные элементы, обеспечивающие возможность учета конечных деформаций и описания контактного взаимодействия тубинговых секций между собой и по границе контакта с бетонным кольцом.

4. Результаты моделирования

Первый вариант решаемой задачи соответствует давлению, рассредоточенному по поверхностям пяти тубингов (Рис. 3а). На рисунке 4 изображены деформированные конфигурации тубингового кольца, которые соответствуют трем значениям приложенного давления, МПа: 6, 6.5, 7; цветом показаны изополя модуля вектора перемещений. Такие значения давлений выбраны из следующих соображений. Во-первых, должно быть достигнуто давление, при котором происходит потеря устойчивости тубингового кольца. А во-вторых, приложенное давление тампонирования должно сформировать поле напряжений в тубинге, при котором максимальное значение первого главного напряжения превысит предел прочности чугуна на растяжение. Для наглядности на приведенных ниже рисунках область грунта скрыта. При отображении деформированного состояния значения перемещений на рисунках увеличены в 10 раз.

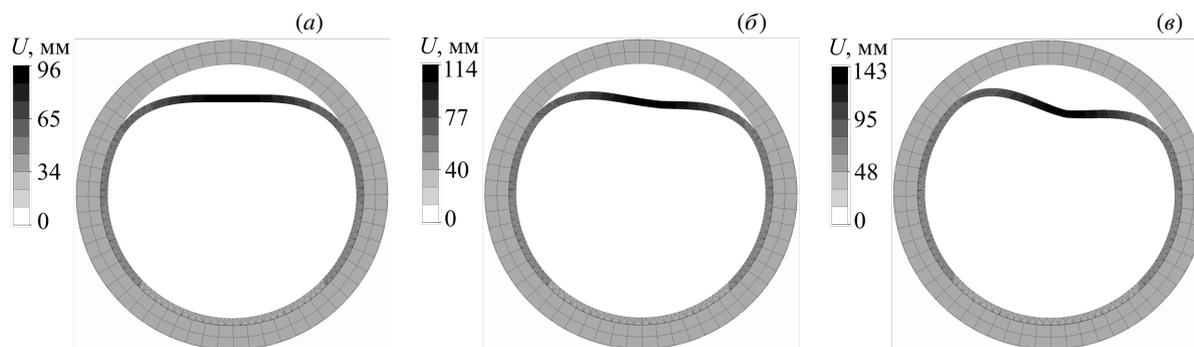


Рис. 4. Деформированные конфигурации тубингового кольца при действии различного давления, МПа: 6 (а), 6.5 (б), 7 (в); цветом показаны изополя модуля вектора перемещений при нагружении 5-ти секций тубинга

Рисунок 4 иллюстрирует потерю устойчивости тубингового кольца при увеличении давления: (а) наблюдается симметричное деформирование относительно места приложения нагрузки; (б) начинается отклонение деформированной части кольца от симметричного вида, вызванное раскрытием контакта в болтовом соединении; (в) совершается дальнейшее раскрытие контакта и происходит локализация деформации в его окрестности.

Построены зависимости максимального значения модуля вектора перемещений и максимального главного напряжения в тубингах от величины приложенного давления (Рис. 5). Эти графики наглядно демонстрируют отклонение поведения системы от линейного и последующую потерю устойчивости. Напряжение, соответствующее значению прочности чугуна на растяжение 300 МПа (горизонтальная линия, Рис. 5б), достигается в крепи при внешнем давлении 6.2 МПа.

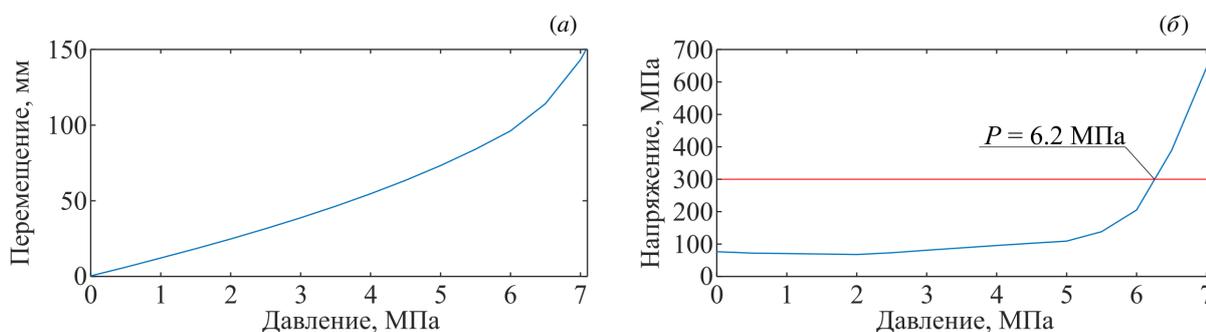


Рис. 5. Зависимость максимальных значений вектора перемещений (а) и главного напряжения (б) от давления, приложенного к 5-ти тубингам

Максимальное значение растягивающего напряжения реализуется в окрестности болтового соединения (см. выноску на Рис. 6) и соответствует наиболее вероятному месту разрушения тубинга при данном распределении внешнего давления.

Контактное взаимодействие по площади сопряжения секций тубинга показано на рисунке 7. Здесь изображены изополя нормального контактного давления, сформированные на двух последовательных этапах технологического процесса. Рисунок 7а соответствует этапу затяжки болтов при сборке тубингового кольца, рисунок 7б — совместному воздействию усилия затяжки болтов и приложенного к тубингам давления 6.2 МПа. По рисунку видно, что после затяжки болтов контактные давления локализуются в местах расположения болтов. После нагружения внешним давлением контакт между соединенными тубингами раскрывается, и происходит существенное перераспределение контактных напряжений.

Далее приведены результаты для остальных схем нагружения. На рисунке 8 показаны зависимости максимальных перемещений и напряжений в тубинговом кольце для всех рассматриваемых схем воздействия

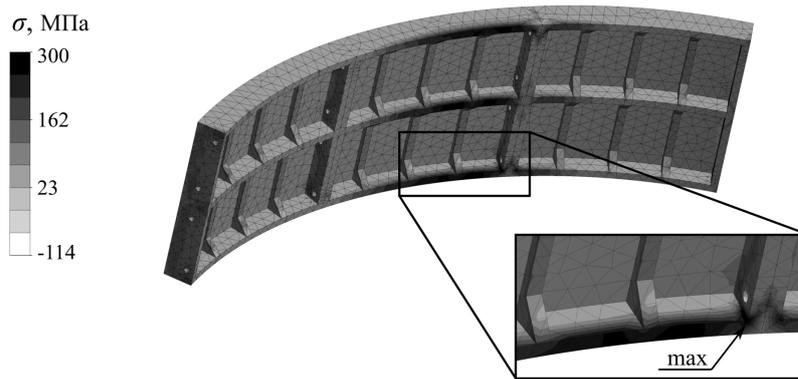


Рис. 6. Изополя максимального главного напряжения в наиболее нагруженных сечениях туннели

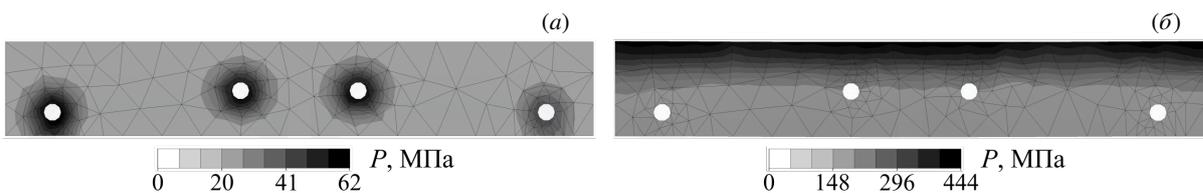


Рис. 7. Изополя нормальных контактных напряжений в туннели после затяжки болтов (а) и при совместном воздействии усилия затяжки болтов и давления, равного 6.2 МПа (б)

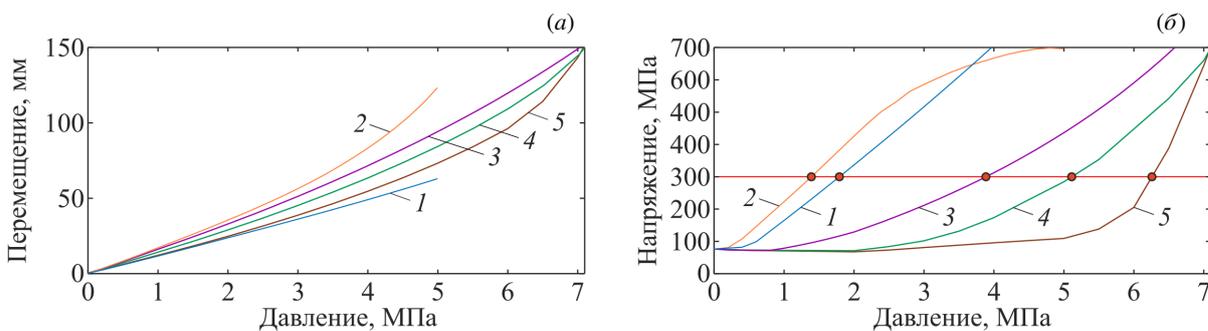


Рис. 8. Зависимости от давления, приложенного к сечениям туннельного кольца, максимальных значений: вектора перемещений (а) и главного напряжения (б); номер кривой совпадает с числом секций, по которым распределено давление

давления на кольцо туннельной крепи. Номера на рисунках обозначают количество секций–туннелей, по которым распределено давление.

Деформирование туннельного кольца особенно сильно отличается для случаев, когда давление приложено к одной и двум секциям. Это отражено на графиках максимальных перемещений (Рис. 8а). Отличия обусловлены разным распределением давления относительно мест контакта. В первом случае, когда давление приложено к одной секции, максимальный изгибающий момент действует в ее середине. Это вызывает изгиб секции и, как следствие, поворот ее фланцев, что уменьшает раскрытие соседних контактов. Во втором случае давление распределено по двум секциям, и максимальный момент проявляет себя в зоне контакта, между нагруженными секциями. Это провоцирует раскрытие контакта, что в свою очередь приводит к существенному изменению изгибной жесткости туннельного кольца. Сравнить деформированные состояния, соответствующие этим случаям, можно на рисунке 9.

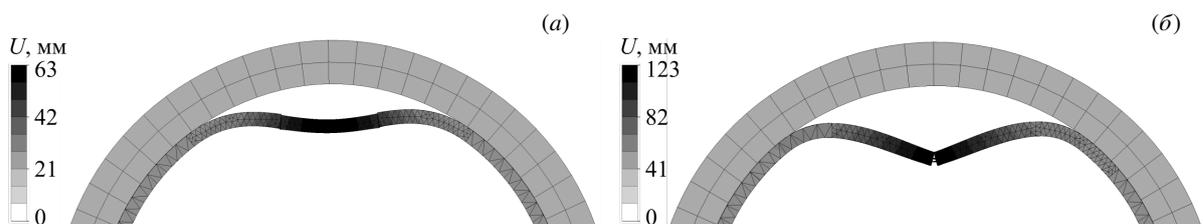


Рис. 9. Деформированные конфигурации туннельного кольца под действием давления 5 МПа для схем нагружения: давление приложено к одной секции туннели (а), к двум секциям (б); цветом показаны изополя модуля вектора перемещений; для наглядности перемещения увеличены в 10 раз

Следует отметить, что максимальное растягивающее напряжение может реализоваться в двух зонах секции–тюбинга. Положение опасной зоны зависит от количества секций, на которые действует давление. Когда давление приложено к двум, четырем или пяти секциям, наиболее нагруженное место находится вблизи болтового соединения (Рис. 6). В случае же действия давления на площади одной или трех секций максимальное напряжение имеет место на горизонтальных ребрах тюбинга (Рис. 10).

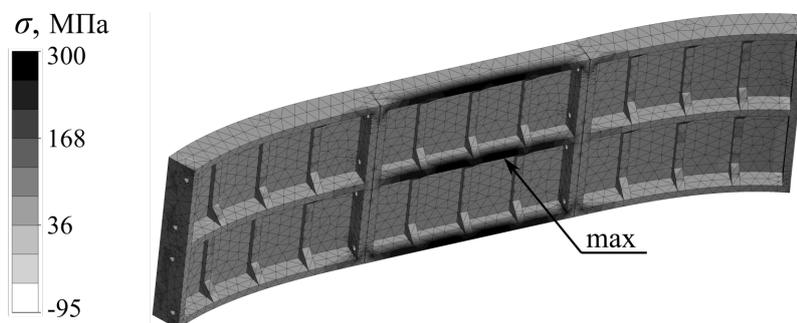


Рис. 10. Изополю максимального главного напряжения при нагружении 3-х секций

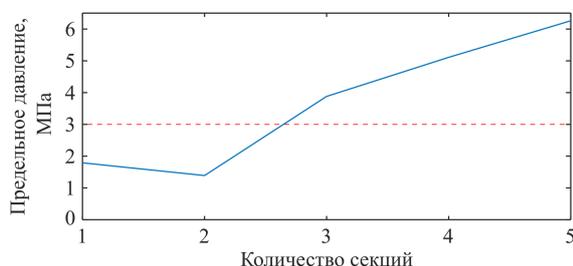


Рис. 11. Зависимость давления, вызывающего разрушение тюбинга, от количества воспринимающих давление секций

По результатам проведенного численного эксперимента построена зависимость величины давления, при котором происходит разрушение тюбинговой крепи, от количества нагруженных секций (Рис. 11). Практически реализуемый диапазон давлений при тампонаже ограничен величиной 3 МПа. На рисунке это значение определяет пунктирная линия. Из рисунка следует, что критические ситуации при тампонаже могут возникнуть при воздействии давления на площади менее 3 секций тюбингового кольца.

5. Выводы

Проведено моделирование процесса деформирования тюбингового кольца от действия неравномерного давления, которое может возникнуть при тампонаже цементным раствором затюбингового пространства в процессе создания шахтного ствола. В рамках разработанной модели учтены следующие значимые факторы: контактное взаимодействие между секциями–тюбингами, контакт между бетонным и тюбинговым кольцами, начальное НДС, образующееся при затяжке болтовых соединений.

В результате расчетов установлена зависимость величины давления, приводящего к разрушению тюбинговой крепи, от площади, на которую это давление воздействует (Рис. 11). Обнаруженная зависимость не монотонна и имеет минимум при давлении, распределенном по площади двух тюбингов. Считаем, что немонотонность этой зависимости обусловлена совокупностью нелинейных факторов, возникающих при тампонаже. Величина критического давления в этом случае составляет ≈ 1.4 МПа. Это значение находится в диапазоне реальных давлений тампонирувания (до 3 МПа).

Местоположение области наиболее вероятного разрушения тюбингового кольца зависит от площади, по которой рассредоточено давление. В случае, когда давление распределено по одной секции–тюбингу, наиболее вероятно разрушение ребра тюбинга (Рис. 10). Давление, распределенное по двум секциям, приводит к наиболее вероятному разрушению вблизи болтового соединения (Рис. 6). В случае действия давления на три и более секций разрушение маловероятно, поскольку давление, необходимое для разрушения тюбинговой крепи из чугуна при таком варианте нагрузки, существенно превышает наибольшее давление, реализующееся при тампонирувании (3 МПа).

Когда давление распределено по одной секции тюбинга, имеют место наименьшие перемещения среди рассмотренных случаев. При достижении критического давления максимальное значение этих перемещений составляет ≈ 20 мм. Это говорит о том, что контроль процесса тампонирувания может осуществляться с помощью отслеживания перемещений крепи, поскольку такой уровень перемещений может быть достоверно измерен доступными средствами.

Используемая постановка задачи и полученные зависимости могут быть полезными для рационализации режимов тампонажа затюбингового пространства при создании шахтных стволов.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Российского научного фонда (проект 19-77-30008).

Литература

1. *Казикаев Д.М., Сергеев С.В.* Диагностика и мониторинг напряженного состояния крепи вертикальных стволов. М.: Горная книга, 2011. 244 с.
2. *Ольховиков Ю.П.* Крепь капитальных выработок калийных и соляных рудников. М.: Недра, 1984. 238 с.
3. *Шиман М.* Предотвращение затопления калийных рудников. М.: Недра, 1992. 176 с.
4. *Зубов В.П., Смычник А.Д.* Снижение рисков затопления калийных рудников при прорывах в горные выработки подземных вод // Записки Горного института. 2015. Т. 215. С. 29–37.
5. *Барях А.А., Самоделькина Н.А.* Геомеханическая оценка интенсивности деформационных процессов над затопленным калийным рудником // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. 2017. № 4. С. 33–46. DOI: 10.1134/S106273911704262X
6. *Zhao X., Deng L., Zhou X., Zhao Y., Guo Z.* A Primary Support Design for Deep Shaft Construction Based on the Mechanism of Advanced Sequential Geopressure Release // Processes. 2022. Vol. 10. 1376. DOI: 10.3390/pr10071376
7. *Zhou Y.-C., Liu J.-H., Huang S., Yang H.-T., Ji H.-G.* Performance change of shaft lining concrete under simulated coastal ultra-deep mine environments // Construction and Building Materials. 2020. Vol. 230. 116909. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.116909
8. *Jendryś M.* Analysis of stress state in mine shaft lining, taking into account superficial defects // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2019. Vol. 261. 012016. DOI: 10.1088/1755-1315/261/1/012016
9. *Sun X., Li G., Zhao C., Liu Y., Miao C.* Investigation of Deep Mine Shaft Stability in Alternating Hard and Soft Rock Strata Using Three-Dimensional Numerical Modeling // Processes. 2018. Vol. 7, no. 1. 2. DOI: 10.3390/pr7010002
10. *Тарасов В.В., Антуков В.Н., Иванов О.В.* Комплексная оценка деформирования системы жесткой армировки при конвергенции крепи шахтного ствола в неустойчивых породах // Записки Горного института. 2024. Т. 266. С. 305–315.
11. *Озорнин И.Л., Харисов Т.Ф.* Формирование напряжений в крепи при строительстве вертикальных стволов в тектонически напряженном горном массиве // Известия высших учебных заведений. Горный журнал. 2013. № 6. С. 60–67.
12. *Харисов Т.Ф.* Обоснование эффективной технологии строительства сопряжений шахтных стволов в сложных горно-геологических условиях // Проблемы недропользования. 2015. № 1. С. 84–90.
13. *Иголка Д.А., Оттен Ф.* Ускоренная проходка шахтных стволов механизированным способом // Горная промышленность. 2020. № 6. С. 22–29. DOI: 10.30686/1609-9192-2020-6-22-29
14. *Шардаков И.Н., Шестаков А.П., Глот И.О., Епин В.В., Гусев Г.Н., Цветков Р.В.* Формирование напряженного состояния бетонной крепи в процессе проходки шахтного ствола // Вычислительная механика сплошных сред. 2022. Т. 15, № 4. С. 399–408. DOI: 10.7242/1999-6691/2022.15.4.30
15. *Фадеев А.Б.* Метод конечных элементов в геомеханике. М.: Недра, 1987. 221 с.
16. *Лурье А.И.* Теория упругости. М.: Наука, 1970. 471 с.
17. *Малинин Н.Н.* Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.

Сведения об авторах:

Шестаков Алексей Петрович (корр.), кфмн, нс, Институт механики сплошных сред УрО РАН (ИМСС УрО РАН), 614018, г. Пермь, ул. Академика Королёва, д. 1; e-mail: shap@icmm.ru; ORCID: 0000-0003-3387-7442

Шардаков Игорь Николаевич, дфмн, проф., гнс, ИМСС УрО РАН; e-mail: shardakov@icmm.ru; ORCID: 0000-0001-8673-642X

Глот Ирина Олеговна, кфмн, снс, ИМСС УрО РАН; e-mail: glot@icmm.ru; ORCID: 0000-0002-2842-7511

*Research article***Modeling the loss of stability and failure of mine shaft tubing supports****A.P. Shestakov, I.N. Shardakov, I.O. Glot***Institute of Continuous Media Mechanics UB RAS, Perm, Russian Federation*

The structural integrity and deformation reliability of mine shaft units play a crucial role in mining operations. A structural failure can lead to water ingress into the shaft and subsequent flooding. The deformation strength and reliability of a mine shaft depends on the efficiency and accuracy of the tubing support manufacturing process, which consists of several stages. This paper presents the results of numerical modeling of the deformation of a tubing ring under the effect of uneven pressure, which can occur during plugging. The following factors are considered in the modeling: contact interaction between tubing sections, contact interaction between the tubing and concrete, and the influence of the initial stress-strain state of the tubing formed during tightening of bolted connections. The problem is formulated within the framework of elastic-plastic deformation with account of finite strains. Based on the numerical solution, the conditions under which the loss of stability and failure of the tubing ring are possible were determined. A significant dependence was found between the pressure causing tubing failure and the area over which this pressure is distributed. This dependence is not monotonic

and reaches a minimum when the applied pressure is distributed over the area of two tubing segments. The pressure in this case is approximately ≈ 1.4 MPa, i.e., it is in the range of realistic plugging pressures, which can reach 3 MPa. The obtained dependences allow assessing the feasibility of critical deformation states in tubing support, and they can be used to select optimal plugging modes when constructing mine shafts.

Keywords: mine shaft, tubing support, plugging, numerical modeling, deformation strength, stability, critical state

Received: 17.11.2025 / *Published online:* 25.02.2026

Acknowledgements

The research was supported by the Russian Science Foundation (project 19-77-30008).

References

1. *Kazikaev D.M., Sergeev S.V.* Diagnostics and Monitoring of the Stress State of Vertical Shaft Supports. Moscow: Gornaya kniga, 2011. 244 p.
2. *Olkhovikov Y.P.* Supporting Capital Workings of Potash and Salt Mines. Moscow: Nedra, 1984. 238 p.
3. *Shiman M.I.* Preventing Potash Mine Flooding. Moscow: Nedra, 1992. 176 p.
4. *Zubov V.P., Smychnik A.D.* Reducing the Risk of Potash Mine Flooding During Groundwater Breakthroughs into Mine Workings. *Zapiski Gornogo Instituta*. 2015. Vol. 215. P. 29–37.
5. *Baryakh A.A., Samodelkina N.A.* Geomechanical Estimation of Deformation Intensity above the Flooded Potash Mine. Physical and technical problems of mineral development. 2017. No. 4. P. 33–46. DOI: 10.1134/S106273911704262X
6. *Zhao X., Deng L., Zhou X., Zhao Y., Guo Z.* A Primary Support Design for Deep Shaft Construction Based on the Mechanism of Advanced Sequential Geopressure Release. *Processes*. 2022. Vol. 10. 1376. DOI: 10.3390/pr10071376
7. *Zhou Y.-C., Liu J.-H., Huang S., Yang H.-T., Ji H.-G.* Performance change of shaft lining concrete under simulated coastal ultra-deep mine environments. *Construction and Building Materials*. 2020. Vol. 230. 116909. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.116909
8. *Jendryś M.* Analysis of stress state in mine shaft lining, taking into account superficial defects. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 2019. Vol. 261. 012016. DOI: 10.1088/1755-1315/261/1/012016
9. *Sun X., Li G., Zhao C., Liu Y., Miao C.* Investigation of Deep Mine Shaft Stability in Alternating Hard and Soft Rock Strata Using Three-Dimensional Numerical Modeling. *Processes*. 2018. Vol. 7, no. 1. 2. DOI: 10.3390/pr7010002
10. *Tarasov V.V., Aptukov V.N., Ivanov O.V.* Comprehensive assessment of deformation of rigid reinforcing system during convergence of mine shaft lining in unstable rocks. *Journal of Mining Institute*. 2024. Vol. 266. P. 305–315.
11. *Ozarin I.L., Kharisov T.F.* Formation of stresses in the lining during the construction of vertical shafts in a tectonically stressed rock massif. *Minerals and Mining Engineering*. 2013. No. 6. P. 60–67.
12. *Kharisov T.F.* Justification of an effective technology for the construction of mine shaft connections in complex mining and geological conditions. *Problems of Subsoil Use*. 2015. No. 1. P. 84–90.
13. *Igolka D.A., Otten F.* Rapid Mechanized Shaft Sinking. *Russian Mining Industry*. 2020. No. 6. P. 22–29. DOI: 10.30686/1609-9192-2020-6-22-29
14. *Shardakov I.N., Shestakov A.P., Glot I.O., Epin V.V., Gusev G.N., Tsvetkov R.V.* Formation of the stress state of the concrete support during shaft sinking. *Computational Continuous Mechanics*. 2022. Vol. 14, no. 4. P. 399–408. DOI: 10.7242/1999-6691/2022.15.4.30
15. *Fadeyev A.B.* Metod konechnykh elementov v geomekhanike. Moscow: Nedra, 1987. 221 p.
16. *Lurye A.I.* Teoriya uprugosti. Moscow: Nauka, 1970. 471 p.
17. *Malinin N.N.* Prikladnaya teoriya plastichnosti i polzuchesti. Moscow: Mashinostroyeniye, 1975. 400 p.