

УДК 622.283

**ВЛИЯНИЕ ОТРИЦАТЕЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУР
НА ВОДОПРОНИЦАЕМОСТЬ ТЮБИНГОВОЙ КРЕПИ
ВЕРТИКАЛЬНЫХ ШАХТНЫХ СТВОЛОВ**

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

¹АО “ВНИИ Галургии”,

E-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

Тепловой режим вертикальных стволов существенно влияет на состояние крепи и армировки и во многом определяет безопасность работы всего подъемного комплекса. Колебание температуры воздушного потока вызывает температурные деформации конструктивных элементов ствола. Поступление воздуха в шахтный ствол с отрицательными температурами происходит в зимнее время в результате отсутствия подогрева в воздухоподающем стволе и при реверсировании воздушных потоков в вентиляционном стволе. Как следствие, происходит охлаждение тюбинговой крепи и межтюбинговые швы раскрываются с увеличением водопритока в шахтный ствол сверх нормативного значения, что может привести к возникновению аварийной ситуации. Изучено влияние отрицательных температур на раскрытие швов тюбинговой крепи вследствие изменения напряженно-деформированного состояния геотехнической системы “тюбинговое кольцо – бетонная крепь – породной массив”. Разработана и реализована численная модель рассматриваемой геотехнической системы, позволяющая установить особенности распределения температуры и деформаций в тюбинговом кольце в период охлаждения.

Шахтный ствол, тюбинговая крепь, отрицательные температуры, раскрытие швов, моделирование

DOI: 10.15372/FTPRPI20250303

EDN: CQKTFB

Согласно Правилам безопасности при ведении горных работ и переработке твердых полезных ископаемых [1], воздух, поступающий в горные выработки, должен иметь температуру не менее +2 °С. В случае возникновения пожара в надшахтных зданиях, стволах, околоствольных дворах, а также в главных штреках, по которым подается свежий воздух в рудник, предусматривается реверсирование вентиляционной струи [2]. В зимний период эксплуатации при поступлении в ствол шахты воздуха с отрицательной температурой элементы крепи и армировки могут покрыться льдом, что влечет за собой негативные последствия, которые необходимо учитывать при эксплуатации шахт в зимний период. Ледяная корка, образующаяся

на элементах крепи и армировки, значительно снижает их прочность и стабильность, повышая риск обрушений и аварий. Для поддержания необходимых температурных условий в зимний период шахтные стволы оборудуются системами обогрева — калориферными установками. На Верхнекамском месторождении в последнее время активно размещаются калориферные установки на вентиляционных стволах при всасывающем способе проветривания. Ранее они проектировались и оборудовались только на воздухоподающих стволах. В период возникновения аварийной ситуации при реверсировании главной вентиляторной установки в зимнее время в ствол шахты начинает поступать воздух с отрицательными температурами, что может привести к нарушению герметичности крепи. Кроме того, низкая температура воздуха негативно влияет на здоровье и безопасность рабочих [3, 4].

Отрицательные температуры в вентиляционном стволе изменяют состояние металлической армировки, а также температурные деформации тубинговой колонны, в результате чего раскрываются межтубинговые швы и увеличивается водоприток. В практике шахтостроительства известны аварийные случаи значительного поступления через соединительные швы тубингов подземных вод, объем которых достигает 40–50 % от общего водопритока [5].

Влияние отрицательных температур на крепь и стенки выработок исследовалось специалистами из разных областей знаний, включая геологию, материаловедение и горное дело [6–10]. В [6] всесторонне проанализированы известные технологии и методы, применяемые для крепления вертикальных шахт с использованием тубингов. Рассмотрены вопросы, касающиеся сроков службы тубинговой крепи в тяжелых климатических условиях эксплуатации и возникающих при этом потерь герметичности, появления аварийных ситуаций, а также способы предупреждения аварий. В [7] установлено, что температура воздуха в стволе изменяется в течение года в широких пределах: диапазон колебаний температуры в устье стволов $-25 \div 48$ °С, температура тубинговой крепи в верхней части изменяется от -18 до $+36$ °С, при этом воздух с отрицательной температурой может проникать на глубину до 100 м. Замеры по раскрытию горизонтальных швов тубинговой крепи показали, что зазоры тубинговой крепи, вызванные температурными воздействиями воздушного потока, составляют 0.21–0.87 мм. Это является причиной нарушения ее герметичности, что приводит к течению рассолов из закрепного пространства в ствол.

В [8–10] описаны негативные последствия, возникающие в результате нарушения теплового режима, а также нежелательные воздействия низких температур на крепь и армирование шахтных стволов. Показано, что аварии в работе калориферов приводят к сбоям в тепловом режиме, в результате чего в стволах фиксируются отрицательные температуры, варьирующие от -14 до 0 °С на глубине 350–400 м. В этих случаях наблюдается обледенение крепи стволов до глубины 400 м. Отрицательные температуры также влияют на жесткую армировку воздухоподающих стволов, вызывая изменение длины расстрелов и проводников. Удлинение (укорочение) расстрелов при значительных температурных перепадах может достигать 5.5 мм, проводников — 7.5 мм. Это приводит к ухудшению напряженно-деформированного состояния жесткой армировки и нарушению узлов заделки.

В [11] утверждается, что при колебаниях температуры в стволе от $+5$ до $+35$ °С при отсутствии работы калорифера температурный зазор между тубингами может составить 0.374 мм, что соответствует проходному сечению трубы диаметром 100 мм. Зазоры в тубинговой колонне препятствуют достижению полной водонепроницаемости крепи. Герметизация швов и восстановление полной водонепроницаемости крепи требует значительных усилий и затрат времени.

В [12 – 16] изучена динамика воздушных потоков при изменении климатических условий и при реверсе воздушной струи в шахтном стволе. В результате прогноза температурного режима вентиляционной струи при наиболее сложных атмосферных условиях (-47°C) и длительности реверсирования 24 ч установлено, что спустя 8 ч после начала реверса температура воздуха становится отрицательной по всей глубине ствола и может достигать -37°C на сопряжении вентиляционного канала со стволом. С увеличением расстояния между входом и выходом вентиляционного ствола влияние на температуру менее значительно.

Таким образом, низкие температуры неблагоприятно воздействуют на функционирование технологического оборудования, расположенного в стволе, включая тюбинговую крепь и элементы армировки. Для повышения надежности прогнозирования и предотвращения негативных последствий, связанных с температурными деформациями крепи, наряду с натурными измерениями, представляет интерес развитие инженерных и численных методов оценки воздействия отрицательных температур на раскрытие межтюбинговых швов, определяющих водонепроницаемость тюбинговой крепи шахтного ствола.

ИНЖЕНЕРНЫЙ МЕТОД ОЦЕНКИ УСЛОВИЙ РАЗГЕРМЕТИЗАЦИИ ТЮБИНГОВОЙ КРЕПИ

Рассмотрим простейшую инженерную модель охлаждения тюбингового кольца, представленного для простоты чугуном полым цилиндром с внутренним радиусом R , толщиной стенки h , нагруженным с внешней стороны давлением p . Помимо упругих деформаций ε_{ij}^e , в тюбинговом кольце при изменении температуры появляются температурные деформации ε_{ij}^T , причем полные деформации ε_{ij} являются их суммой $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^T$. Обобщенный закон Гука в цилиндрической системе координат запишем в виде

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{E}(\sigma_{\theta} - \nu\sigma_z) + \alpha\Delta T, \quad \varepsilon_z = \frac{1}{E}(\sigma_z - \nu\sigma_{\theta}) + \alpha\Delta T, \quad (1)$$

где E — модуль упругости; ν — коэффициент Пуассона; α — коэффициент температурного расширения; ΔT — изменение температуры.

Из (1) получим напряжения:

$$\sigma_{\theta} = \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_{\theta} + \nu\varepsilon_z) - \frac{\alpha E}{1-\nu}\Delta T, \quad \sigma_z = \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_z + \nu\varepsilon_{\theta}) - \frac{\alpha E}{1-\nu}\Delta T. \quad (2)$$

Пусть в начальном состоянии тюбингового кольца $\Delta T = 0$, а деформации чисто упругие ε_{ij}^e и вызваны действием внешнего давления. Кроме давления p , в цилиндре возможно появление осевой деформации $\varepsilon_z^0 < 0$, связанной, например, с весом тюбингов. В частном случае $\varepsilon_z^0 = 0$. Напряжения от внешнего давления рассчитываются с помощью общего решения задачи Ляме о полой цилиндре [17]:

$$\sigma_r^e = A + \frac{B}{r^2}, \quad \sigma_{\theta}^e = A - \frac{B}{r^2}, \quad (3)$$

A, B — неизвестные постоянные; r — радиальная координата (меняется от R до $R + h$).

В рассматриваемом случае граничные условия: $\sigma_r^e(r = R) = 0$, $\sigma_r^e(r = R + h) = -p$. Неизвестные постоянные в (3) принимают вид

$$A = -\frac{p(R+h)^2}{h(2R+h)}, \quad B = \frac{pR^2(R+h)^2}{h(2R+h)}. \quad (4)$$

Внешнее давление p , действующее на тубинговое кольцо, отличается от горного p_g в силу того, что p определяется из условия равновесия системы “породный массив – бетонная рубашка – тубинговое кольцо”. Внешнее давление p , непосредственно передаваемое на тубинговое кольцо, должно учитывать гидростатическое давление.

В тубинговом кольце реализуется двухосное напряженное состояние, поскольку для относительно тонкой стенки $h/R \ll 1$ можно считать $\sigma_t \approx 0$. В этом случае выражение для среднего по толщине кольца окружного напряжения значительно упрощается. Если пренебречь величиной h/R по сравнению с единицей, то выражение σ_θ^e из (3) с учетом (4) примет вид, аналогичный уравнению Лапласа [17] для окружного напряжения в тонкостенной оболочке под действием внутреннего давления:

$$\sigma_\theta^e = -\frac{pR}{h}, \quad (5)$$

а соответствующая деформация $\varepsilon_\theta^e = -pR/Eh$.

Таким образом, соотношения (2) преобразуются к виду

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1-\nu^2} \left(-\frac{pR}{Eh} + \nu \varepsilon_z^0 \right) - \frac{\alpha E}{1-\nu} \Delta T, \quad \sigma_z = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\varepsilon_z^0 - \frac{\nu pR}{Eh} \right) - \frac{\alpha E}{1-\nu} \Delta T. \quad (6)$$

Допустим, температура изменилась на величину ΔT . Это приведет к изменению напряжений в тубинговом кольце. Если $\Delta T > 0$ (нагрев тубингов), то сжимающее окружное и осевое напряжения увеличатся по абсолютной величине, что может разрушить тубинговое кольцо. Если $\Delta T < 0$ (охлаждение тубингов), то сжимающее окружное и осевое напряжения уменьшатся по абсолютной величине и могут достигнуть нуля при некотором охлаждении ΔT_k . Если отрицательный перепад температур превосходит ΔT_k , то в сплошном тубинговом кольце возникнут растягивающие напряжения и появятся горизонтальные и/или вертикальные зазоры, приводящие к разгерметизации крепи.

Разность температур, при которых окружное или осевое напряжения достигают нуля, отличаются друг от друга:

$$\Delta T_{k\theta} = \frac{1}{\alpha(1+\nu)} \left(-\frac{pR}{Eh} + \nu \varepsilon_z^0 \right), \quad \Delta T_{kz} = \frac{1}{\alpha(1+\nu)} \left(-\frac{\nu pR}{Eh} + \varepsilon_z^0 \right). \quad (7)$$

При хорошем сцеплении тубингов с бетонной крепью можно полагать, что $\varepsilon_z^e = 0$. В этом случае из (7) следует, что критическое изменение температуры для осевого напряжения значительно меньше критического изменения температуры для окружного напряжения:

$$\frac{\Delta T_{kz}}{\Delta T_{k\theta}} = \nu \approx 0.25, \quad (8)$$

т. е. для появления горизонтальных зазоров между кольцами достаточно величины охлаждения ΔT_{kz} , в 4 раза меньшей, чем для появления вертикальных зазоров между тубингами одного кольца. Из (7) следует, что чем больше давление с внешней стороны тубинговой колонны, тем больший по абсолютной величине перепад температур требуется для возникновения зазоров. Иными словами, для конкретного ствола существует критическая глубина H_k (и критическое горное давление), ниже которой разгерметизация тубингового кольца ввиду изменения температурного режима невозможна.

Рассмотрим случай, когда радиус ствола $R = 3.5$ м, толщина стенки тубинга $h = 0.05$ м, внешнее давление $p = 1$ МПа. Для чугунов, используемых при производстве тубингов, коэффициент температурного расширения $\alpha = 10^{-5}$ 1/град, модуль упругости $E = 10^5$ МПа [18]. Тогда $\Delta T_{k\theta} = -56$ °С, $\Delta T_{kz} = -14$ °С. Пусть перепад температур достиг $\Delta T = -30$ °С. В этом случае между тубинговыми кольцами высотой $h_i = 1.5$ м возникнет горизонтальный зазор, равный $\Delta U_z = \alpha |\Delta T - \Delta T_{kz}| h_T = 0.24$ мм.

Соотношения (6)–(8) — инженерные приближения, поскольку получены на основе ряда упрощающих предположений. В реальности критический перепад температур может более сложным образом зависеть от конкретных условий. Точная оценка достигается методами численного моделирования, учитывающими сложную геометрию тубинга, его неравномерный прогрев в течение определенного времени, взаимное влияние всех элементов системы “тубинговое кольцо – бетонная крепь – породный массив”.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ОХЛАЖДЕНИЯ И ДЕФОРМАЦИИ СИСТЕМЫ “ТЮБИНГ – БЕТОННАЯ КРЕПЬ – ПОРОДНЫЙ МАССИВ”

Полная математическая постановка задачи включает в себя [19, 20]:

— уравнения равновесия

$$\sigma_{ij,j} + F_i = 0, \quad x_i \in V; \quad (9)$$

— граничные условия в напряжениях

$$\sigma_{ij} n_j = p_i^*, \quad x_i \in S_p; \quad (10)$$

— граничные условия в перемещениях

$$u_i = u_i^*, \quad x_i \in S_u; \quad (11)$$

— уравнения Коши

$$\varepsilon_{ij,j} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}), \quad x_i \in V; \quad (12)$$

— уравнения линейной упругости

$$\varepsilon_{ij}^e = e_{ij}^e + \varepsilon^e \delta_{ij} = \frac{1}{2G} S_{ij} + \frac{1}{3K} p \delta_{ij}, \quad x_i \in V; \quad (13)$$

— уравнения пластичности

$$\varepsilon_{ij}^p = e_{ij}^p = \Psi(e_u^p) S_{ij}, \quad x_i \in V; \quad (14)$$

— соотношения для температурной деформации

$$\varepsilon_{ij}^T = \alpha(T - T_0) \delta_{ij}, \quad x_i \in V; \quad (15)$$

— уравнение теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(k \nabla T) + f, \quad x_i \in V; \quad (16)$$

— граничные условия для уравнения теплопроводности

$$T = T^*, \quad x_i \in S_T, \quad \frac{\partial T}{\partial n} = 0, \quad x_i \in S_a, \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial n} + h(T - T_\infty) = 0, \quad x_i \in S_h. \quad (17)$$

Здесь σ_{ij} — компоненты тензора напряжений; $(\dots)_{,j}$ — частная производная по x_j ; x_i — декартовы координаты; V — область моделирования; n_i — компоненты вектора нормали к поверхности тела; p_i^* , u_i^* — заданные компоненты вектора поверхностных нагрузок S_p и вектора перемещений на поверхностях S_u ; u_i — компоненты вектора перемещений; ε^e — средняя упругая деформация; δ_{ij} — символы Кронекера; G , K — сдвиговой и объемный модули; $\Psi(e_u^p)$ — функция деформационного упрочнения от второго инварианта тензора пластических деформаций; t — время; α — коэффициент температурного расширения; T_0 — начальное поле температур; k — коэффициент теплопроводности; ∇ — набла-оператор; f — плотность распределенных источников тепла; T^* — температура, заданная на поверхности S_T ; S_a — поверхность с отсутствием теплового потока (адиабатическая стенка); S_h — поверхность конвективного теплообмена; h — коэффициент теплообмена; λ — коэффициент теплопроводности; T_∞ — температура окружающей среды. Кроме того, по повторяющимся индексам осуществляют операцию суммирования. Тензоры напряжений и деформаций разложены на сумму шаровой $p\delta_{ij}$, $\varepsilon^e\delta_{ij}$ и девиаторной S_{ij} , e_{ij}^e частей. Предполагается, что полная деформация ε_{ij} складывается из упругой ε_{ij}^e , пластической ε_{ij}^p и температурной частей ε_{ij}^T . Компоненты вектора объемных сил, отражающие температурные эффекты, имеют вид $F_i = -3K\alpha T_i$.

На рис. 1 представлена геометрическая модель принятой расчетной схемы, аналогичная схеме из [21]. Расчетная схема состояла из одного тубинга, секторов бетона и горной породы. Деформация тубингов полагалась чисто упругой, бетона и породного массива — упругопластической. Функция деформационного упрочнения определялась на основании стандартных опытов на сжатие образцов бетона (СНиП 52-01-2003). Горное давление прикладывалось с внешней поверхности горной породы (поверхность S_p). На вертикальных боковых и горизонтальных плоскостях выставлялось условие симметрии: отсутствие нормальных к границе перемещений $u_n = 0$ (поверхности S_u), за исключением вертикальных и горизонтальных поверхностей фланцев тубинга. На этих же поверхностях принято условие отсутствия нормального теплового потока (формула (17₂)). На внешней поверхности S_p задавалась постоянная температура $+10^\circ\text{C}$. Такая же температура является начальной T_0 во всей расчетной области. На поверхности тубинга S_h , обращенной к стволу, задавалось условие конвективного теплообмена (формула (17₃)) с температурой воздуха $T_\infty = -20^\circ\text{C}$. Задача решалась в пакете ANSYS Mechanical APDL методом конечных элементов с применением нерегулярных сеток из элементов смешанного типа SOLID226 (Structural-Thermal Coupling 3D).

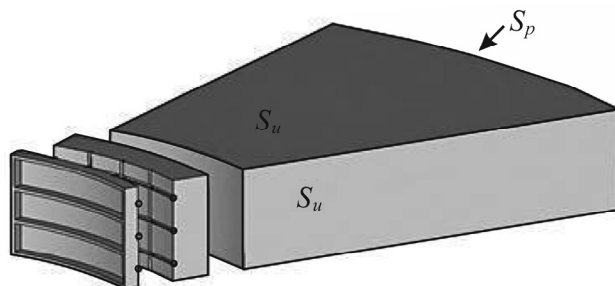


Рис. 1. Геометрическая модель расчетной схемы

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Рассмотрены следующие варианты расчетов: А) толщина бетонной крепи $h_b = 600$ мм, глубина расположения $H = 50$ м; Б) $h_b = 800$ мм, $H = 25$ м. Варьировались коэффициенты теплообмена h , зависящие в том числе и от скорости поступления холодного воздуха в ствол.

На рис. 2а приведено температурное поле в тубинге после 2 ч поступления холодного воздуха для варианта А. Согласно расчетам, быстрее всего охлаждаются внутренние полки и фланцы, имеющие большую площадь контакта с воздухом и минимальную со спинкой тубинга, на которых $T = -18.8$ °С при времени действия охлаждающего потока $t = 2$ ч. Медленнее всего охлаждаются наружные ребра тубинга, имеющие большую площадь контакта с бетоном и минимальную со спинкой тубинга. Средняя температура спинки -16 °С. Отмечается достаточно высокая неоднородность распределения температуры по объему тубинга. На рис. 2б, в показаны поля вертикальных и горизонтальных перемещений, достигаемых ко времени действия охлаждающего потока $t = 2$ ч. На горизонтальных фланцах горизонтальные зазоры на внутренней поверхности составляют от 0.26 мм, на внешней — до 0.20 мм. Вертикальные зазоры 0.06 мм, т. е. значительно меньше горизонтальных.

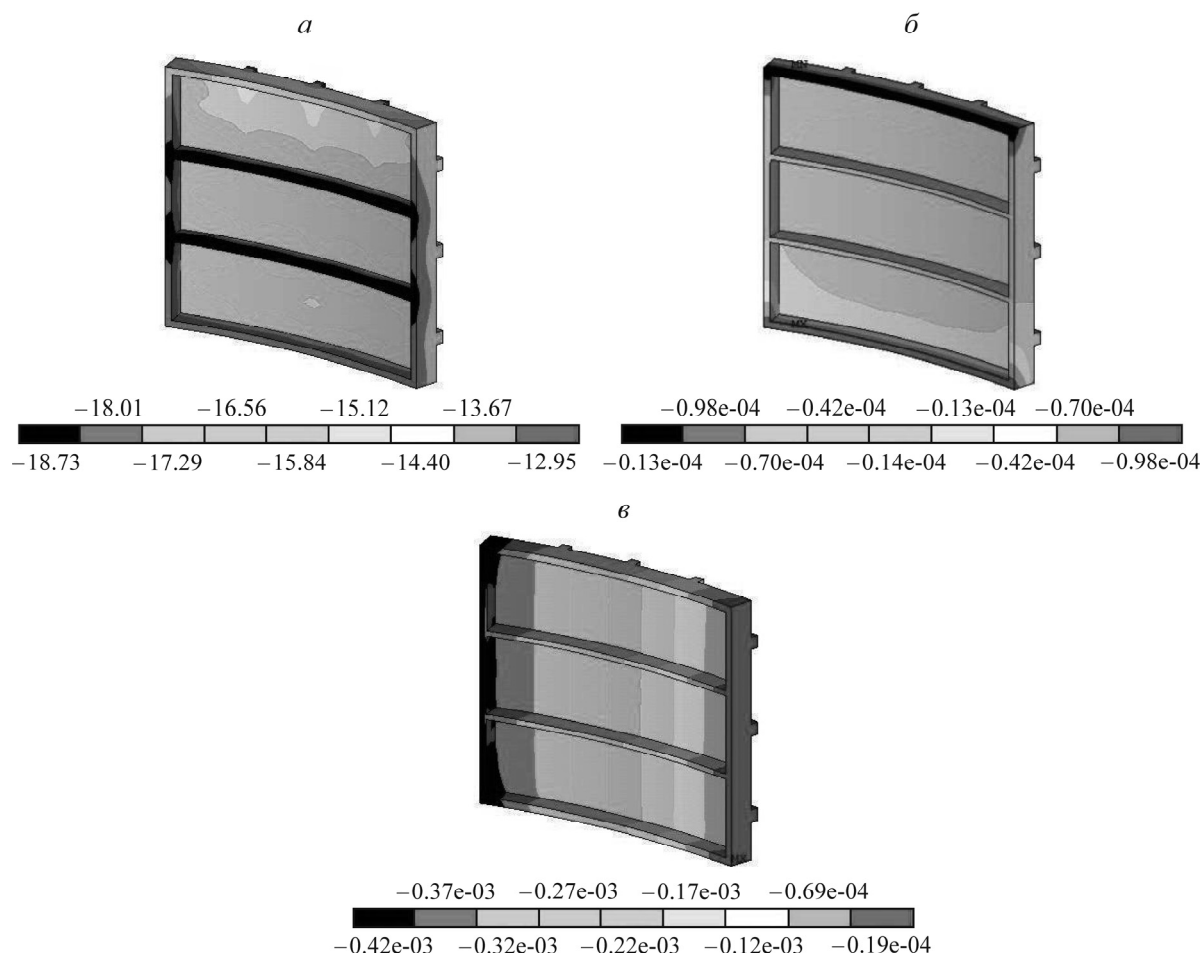


Рис. 2. Температурное поле (а), поля вертикальных (б) и горизонтальных (в) перемещений

На рис. 3а представлена временная зависимость средней температуры спинки тубинга для вариантов А и Б. Резкий температурный скачок $\Delta T = -25$ °С происходит в течение первых 2 ч, далее температура тубинга меняется слабо (отличия между вариантами А и Б нет).

На рис. 3б приведены временные зависимости раскрытия швов. Основное раскрытие швов происходит в первые 2 ч. Зазоры горизонтальных швов значительно превосходят зазоры вертикальных. Размеры горизонтальных зазоров в вариантах А и Б одинаковы (0.27 мм) и слабо зависят от глубины и толщины бетонной крепи. Увеличение глубины приводит к уменьшению размеров вертикальных зазоров: вертикальные зазоры в варианте А в ~2 раза меньше зазоров в варианте Б.

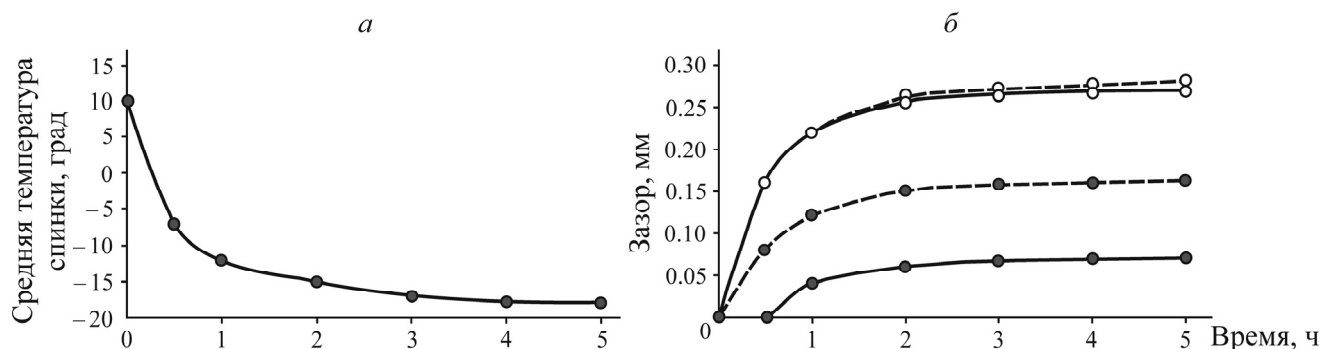


Рис. 3. Временная зависимость: *a* — средней температуры спинки тубинга (варианты А и Б); *б* — изменения размера зазоров (○ — зазор в горизонтальном шве, ● — в вертикальном шве; сплошная линия — вариант А, штриховая — вариант Б)

В следующем варианте В температура холодного воздуха -30°C , толщина бетона 800 мм, глубина расположения 25 м. Резкий температурный скачок $\Delta T = -35^{\circ}\text{C}$ происходит в течение первых 2 ч, затем температура тубинга меняется слабо. На рис. 4 показаны временные зависимости раскрытия швов. Основное раскрытие швов происходит в течение 2 ч. Горизонтальные зазоры в 1.5 раза превосходят вертикальные и достигают 0.38 мм.

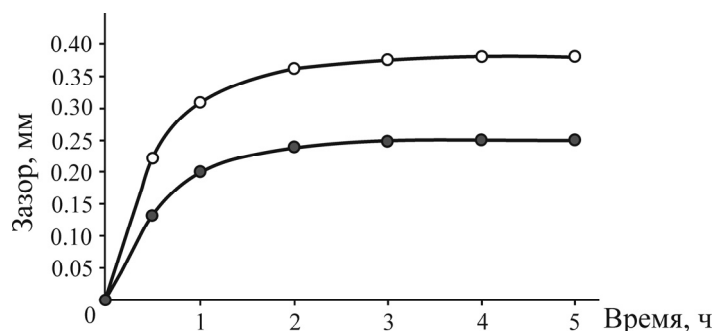


Рис. 4. Временная зависимость изменения размера зазоров: ○ — зазор в горизонтальном шве; ● — в вертикальном шве

На основании результатов численного моделирования установлено, что основной скачок температуры при охлаждении тубинга и раскрытие швов происходит в течение первых 2 ч. Раскрытие горизонтальных швов пропорционально скачку температуры, практически не зависит от толщины бетонной крепи и глубины расположения тубингового кольца. Раскрытие вертикальных швов зависит от глубины расположения тубингового кольца. Зазоры в горизонтальных швах значительно больше вертикальных (в 1.5 раза и более).

Согласно [22], один из определяющих факторов скорости охлаждения тубинга при реверсивном режиме проветривания ствола — коэффициент нестационарного теплообмена h . Его достаточно сложно определить, так как он зависит от множества факторов, в частности от скорости движущегося потока воздуха.

На рис. 5а приведены временные зависимости средней температуры спинки тубинга при температуре воздушной струи $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ для $h=25, 50, 100\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$. Тубинговое кольцо расположено на глубине $H=25\text{ м}$. Согласно расчетам, выход на стационарное значение температуры достигается в течение 2–3 ч, причем минимальная температура тубинга T_m зависит от коэффициента теплопередачи: $T_m = -12.0\text{ }^{\circ}\text{C}$ при $h=25\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$; $T_m = -15.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ при $h=50\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$, $T_m = -18.0\text{ }^{\circ}\text{C}$ при $h=100\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$. На рис. 5б представлены временные зависимости размера зазора в горизонтальных швах тубинга при температуре воздушной струи $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ для различных h . Максимальный зазор достигается после 2–3 ч и в зависимости от коэффициента теплопередачи равен 0.20 мм при $h=25\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$, 0.24 мм при $h=50\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$ и 0.27 мм при $h=100\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$.

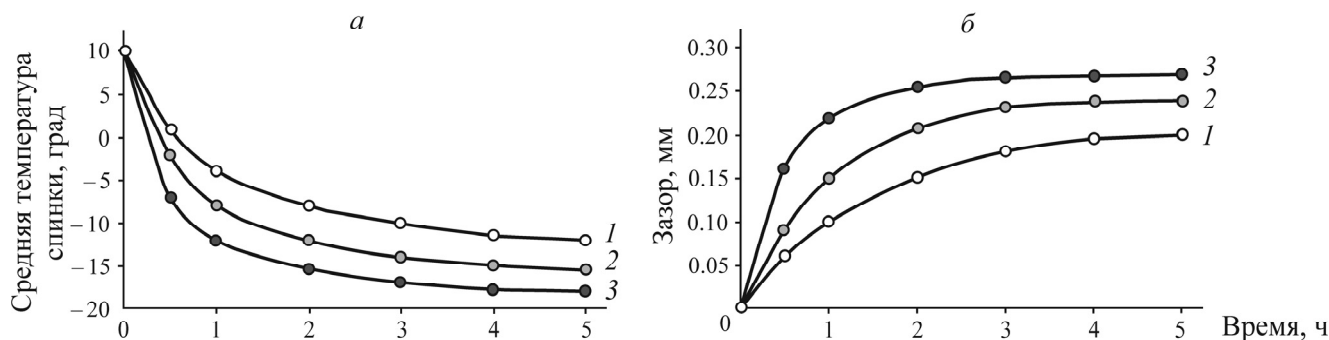


Рис. 5. Временная зависимость: а — средней температуры спинки тубинга; б — размера горизонтальных зазоров тубинга при $h=25\text{ Вт/(К}\cdot\text{м}^2)$ (1), 50 (2) и 100 (3)

Сопоставим результаты, полученные методами численного моделирования, с оценками при использовании инженерных методов. Для варианта (рис. 5) радиус ствола $R=4.0\text{ м}$, толщина стенки тубинга $h_T=0.03\text{ м}$ (эффективная толщина $h_{ef}=0.035\text{ м}$), внешнее давление $p=0.788\text{ МПа}$, изменение температуры воздуха $\Delta T=-30\text{ }^{\circ}\text{C}$. Согласно (7), $\Delta T_{kz}=-18\text{ }^{\circ}\text{C}$, горизонтальный зазор $\Delta U_z = \alpha |\Delta T_T - \Delta T_{kz}| h_T = 0.18\text{ мм}$, т. е. можно говорить о несколько заниженных оценках размера раскрытия швов, найденных с помощью инженерного подхода, по сравнению с данными численного моделирования.

Какие значения раскрытия швов критические для появления заметного просачивания воды, установить достаточно сложно. Размер зазоров при раскрытии швов, через которые происходит фильтрация подземных вод, зависит от множества факторов (температуры и химического состава воды, давления, гидрофильности/гидрофобности материала уплотнения шва и др.). Раскрытие швов до 0.2 мм способно привести к значительному увеличению водопритоков, поступающих через тубинговую крепь [23].

ВЫВОДЫ

Разработана и реализована численная модель деформирования системы “тубинговое кольцо – бетонная крепь – породный массив” при охлаждении воздушным потоком, позволившая оценить некоторые детали охлаждения и деформации тубинга. При воздействии охлажденного

воздушного потока на тубинговую крепь наблюдается достаточно высокая неоднородность распределения температуры по телу тубинга. Быстрее всего охлаждаются внутренние полки и фланцы, имеющие большую площадь контакта с воздухом. Медленнее всего охлаждаются наружные ребра тубинга, имеющие большую площадь контакта с бетоном и минимальную со спинкой тубинга. Минимальная средняя температура тубинга зависит от коэффициента теплопередачи и может на 2–8 °С превышать температуру воздушной струи. Основной скачок температуры при охлаждении тубинга и раскрытие швов происходит в течение первых 2–3 ч после возникновения реверсивной струи с отрицательной температурой.

Раскрытие горизонтальных швов превышает раскрытие вертикальных в 1.5–2.0 раза, достигая 0.25–0.40 мм. Это может привести к потере герметичности тубинговой крепи и появлению водопритока из закрепного пространства в ствол, что в условиях калийной и соляной шахты представляет серьезную опасность. При изменении теплового режима в стволе температурному воздействию подвергается вся геотехническая система “тубинговое кольцо–бетонная крепь–породный массив”. Для обеспечения безопасной эксплуатации шахтных стволов в холодный период года необходимо принимать во внимание экстремальные колебания температуры и разрабатывать конструктивные решения, учитывающие температурные воздействия.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Федеральные нормы** и правила в области промышленной безопасности “Правила безопасности при ведении горных работ и переработке твердых полезных ископаемых”: утв. 08.12.2020, № 505, действуют с 01.01.2021 г. — М.: ЗАО “НТЦ исследований проблем промышленной безопасности”, 2021. — 520 с.
2. **Pach G., Róžański Z., Wrona P., Niewiadomski A. P., Zapletal P., and Zubiček V.** Reversal ventilation as a method of fire hazard mitigation in the mines, *Energies*, 2020. — P. 1–17.
3. **Scalise K. A., Teixeira M. B., and Kocsis K. C.** Managing heat in underground mines: the importance of incorporating the thermal flywheel effect into climatic modeling, *Min., Metal., Exploration*, 2021, Vol. 38. — P. 575–579.
4. **Roy S., Mishra D. P., Bhattacharjee R. M., and Agrawal H.** Heat stress in underground mines and its control measures: A Systematic literature review and retrospective analysis, *Min., Metal., Exploration*, 2022, Vol. 39. — P. 357–383.
5. **Колонтаевский Е. В., Мишедченко А. А.** Гидроизоляция комбинированной чугуно-бетонной крепи // *Метро и тоннели*. — 2020. — № 3. — С. 34–41.
6. **Андреичев А. Н.** Тубинговое крепление вертикальных шахт. — М.: Углетехиздат, 1950. — 204 с.
7. **Ольховиков Ю. П.** Крепь капитальных выработок калийных и соляных рудников. — М.: Недра, 1984. — 238 с.
8. **Федюкин В. А.** Проходка стволов шахт способом замораживания. — М.: Недра, 1968. — 352 с.
9. **Страданченко С. Г., Прокопов А. Ю., Богомазов А. А.** Исследование влияния температурных колебаний на состояние жесткой армировки воздухоподающих стволов // *ГИАБ*. — 2009. — № 11. — С. 310–314.
10. **Богомазов А. А., Голодов М. А.** Исследование температурного режима вертикальных стволов и его влияние на жесткую армировку // *ГИАБ*. — 2013. — № 5. — С. 145–149.
11. **Мишедченко А. А.** Исследование причин потери герметичности тубинговой крепи // *Безопасность труда в пром-сти*. — 2014. — № 2. — С. 43–45.

12. **Yi X., Ren L., Ma L., Wei G., Yu W., Deng J., Shu C.** Effects of seasonal air temperature variation on airflow and surrounding rock temperature of mines, *Int. J. Coal Sci. Technol.*, 2019, Vol. 6. — P. 388–398.
13. **Fair R., Laar J. H., Nell K., Nell D., and Mathews E. H.** Simulating the sensitivity of underground ventilation networks to fluctuating ambient conditions, *South African J. Industrial Eng.*, 2021, Vol. 32, No. 3. — P. 42–51.
14. **Прокопов А. Ю.** Причины и последствия возникновения экстремальных температурных воздействий на крепь и жесткую армировку воздухоподающих стволов в Донбассе // *Изв. вузов. Северо-Кавказский регион. Технические науки.* — 2007. — № 3 (139). — С. 89–92.
15. **Семин М. А., Князев Н. А., Кормищиков Д. С.** Тепловые процессы в вентиляционном стволе глубокого рудника при реверсировании воздушной струи в холодное время года // *ФТПРПИ.* — 2023. — № 1. — С. 112–123.
16. **Зайцев А. В., Кузьминых Е. Г., Ольховский Д. В.** Безопасность реверсирования воздушных потоков в шахтах и рудниках в холодное время года // *Вестн. государственной экспертизы.* — 2022. — № 1 (22). — С. 66–73.
17. **Феодосьев В. И.** Сопротивление материалов. — М.: Наука, 1970. — 544 с.
18. **Чугун.** Справочник: под ред. А. Д. Шермана, А. А. Жукова. — М.: Металлургия, 1991. — 576 с.
19. **Качанов Л. М.** Основы теории пластичности. — М.: Наука, 1969. — 420 с.
20. **Работнов Ю. Н.** Механика деформируемого твердого тела. — М.: URSS, 2019. — 712 с.
21. **Тарасов В. В., Аптуков В. Н., Иванов О. В., Николаев П. В.** Оценка несущей способности тюбинговой крепи шахтного ствола в соляных породах // *ФТПРПИ.* — 2024. — № 5. — С. 45–52.
22. **Казаков Б. П., Шалимов А. В., Гришин Е. Л.** Теплообмен вентиляционного воздуха с крепью воздухоподающего ствола и породным массивом // *ФТПРПИ.* — 2011. — № 5. — С. 92–100.
23. **Литвин А. З., Поляков Н. М.** Проходка стволов шахт специальными способами. — М.: Недра, 1974. — 328 с.

Поступила в редакцию 20/III 2025

После доработки 14/IV 2025

Принята к публикации 16/V 2025