

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА МЕЖДУ ВОЗДУШНЫМ ПОТОКОМ И КРЕПЬЮ ШАХТНОГО СТВОЛА ПРИ НАЛИЧИИ ТЕПЛОВОЙ КОНВЕКЦИИ

М.А. Семин¹, Л.Ю. Левин¹

¹ Горный институт УрО РАН, Пермь, Россия, e-mail: seminma@outlook.com

Аннотация: Проведено теоретическое исследование закономерностей тепло- и массопереноса в строящемся шахтном стволе в условиях, когда температура крепи шахтного ствола ниже температуры воздуха, подаваемого в ствол по вентиляционному трубопроводу. Исследование затрагивает проблему обеспечения устойчивого проветривания шахтных стволов в период их строительства до проходки межстволовой сбойки в условиях использования способа искусственного замораживания окружающих горных пород. Проведено многопараметрическое численное моделирование нестационарного распределения аэро- и термодинамических параметров в шахтном стволе в трехмерном случае в рамках модели тепловой конвекции в программном комплексе Ansys. Установлено, что тепловая конвекция может оказывать существенное влияние на тепло- и массоперенос в воздушном пространстве ствола в случае, когда стенки крепи ствола имеют температуру, меньшую, чем температура воздуха, выходящего из вентиляционного трубопровода у забоя ствола. При этом в пространстве ствола происходит образование возвратных конвективных течений и циркуляции воздуха в конвективных ячейках, что приводит к дополнительному увеличению скорости воздушного потока в стволе. Вследствие этого коэффициент теплоотдачи на границе между крепью ствола и воздухом оказывается существенно выше по сравнению с расчетом без учета тепловой конвекции. Исследовано влияние перепада температуры «воздух — крепь ствола» и шероховатости стенок крепи ствола на средние значения коэффициента теплоотдачи и теплового потока на границе между крепью ствола и воздухом. Предложены эмпирические формулы для расчета коэффициента теплоотдачи и удельного теплового потока на границе между крепью ствола и воздухом в зависимости от соответствующего перепада температуры, диаметра ствола, шероховатости стенок горных выработок.

Ключевые слова: шахтный ствол, рудничная вентиляция, воздушный поток, искусственное замораживание пород, смешанная конвекция, тепловая конвекция, теплоотдача, конвективное расслоение.

Для цитирования: Семин М.А., Левин Л.Ю. Теоретическое исследование теплообмена между воздушным потоком и крепью шахтного ствола при наличии тепловой конвекции // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2020. – № 6. – С. 151–167. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-6-0-151-167.

Theoretical research of heat exchange between air flow and shaft lining subject to convective heat transfer

M.A. Semin¹, L.Yu. Levin¹

¹ Mining Institute of Ural Branch, Russian Academy of Sciences, Perm, Russia, e-mail: seminma@outlook.com

Abstract: The heat and mass transfer in a mine shaft under construction is researched theoretically under temperature conditions in the shaft lining lower than the temperature of air flow fed in the shaft via a ventilation duct. The research was aimed to ensure stable airing of mine shafts in the period of construction before cutting a shaft-to-shaft connection with artificial freezing of surrounding rock mass. The multi-parametric numerical modeling of nonstationary aero- and thermo-dynamic parameters in a mine shafts was performed using 3D convective heat transfer model in ANSYS. It is found that convective heat can exert considerable influence on the heat and mass exchange in the air space of the shaft when the shaft lining temperature is lower than the temperature of air flow from the ventilation duct at the shaft bottom. Inside the shaft, the back convective flows appear and air circulates in convective cells, which increases air flow rate in the shaft. As a consequence, the heat transfer factor at the shaft lining–air interface is much higher than the calculated factor without regard to the convective heat. The influence of the temperature difference at the air and shaft lining interface and the shaft lining roughness on the average values of the heat transfer factor and heat flow at the shaft lining and air interface is investigated. The empirical formulas are proposed for calculating the heat transfer factor and specific heat flow at the shaft lining and air interface depending on the temperature difference, shaft diameter and roughness of walls of underground openings.

Key words: mine shaft, mine ventilation, air flow, artificial rock freezing, mixed convection, convective heat transfer, heat loss, convective stratification.

For citation: Semin M.A., Levin L. Yu. Theoretical research of heat exchange between air flow and shaft lining subject to convective heat transfer. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2020;(6):151-167. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-6-0-151-167.

Введение

Согласно действующей на территории России нормативной литературе [1, 2], строящиеся шахтные стволы необходимо проветривать по всей глубине в течение всего времени их сооружения. Основной схемой проветривания шахтных стволов является нагнетательная схема с использованием вентиляционного трубопровода, проложенного от вентиляторной установки на дневной поверхности до тупикового забоя [3]. Отставание конца трубопровода от забоя ствола и параметры подаваемого по нему воздуха обычно определяются на основании [1].

В условиях, когда строительство шахтного ствола осуществляется с использованием специального способа искусственного замораживания горных пород [4, 5], температура крепи ствола может иметь температуру, близкую к 0 °С, или ниже (см. рис. 1). Это связано с тем, что в течение всего периода проходки

шахтных стволов в сложных гидрогеологических условиях окружающие обводненные горные породы должны поддерживаться в замороженном состоянии с целью недопущения просачивания подземных вод через талую проницаемую породу в пространство горной выработки и упрочнения бортов строящейся горной выработки [6].

Близкая к нулю или отрицательная температура крепи шахтного ствола является неблагоприятной с точки зрения вентиляции строящегося ствола, поскольку это приводит:

- к понижению температуры воздуха, обменивающегося теплотой с крепью;
- к образованию отрицательного градиента температуры воздуха по высоте ствола, тем самым повышается риск возникновения тепловой (свободной) конвекции в стволе.

В силу сопряженности процессов тепло- и массопереноса в воздушной атмосфере ствола два указанных фактора

являются взаимосвязанными и должны исследоваться в рамках единой постановки задачи. Исследование этих факторов является актуальной и нерешенной на сегодняшний день задачей в рудничной аэрологии и теплофизике.

К настоящему моменту в литературе описан ряд исследований свободной конвекции в шахтных стволах применительно к ситуациям останова и реверсирования главной вентиляционной установки [7–9]. Также в литературе представлен ряд общих теоретических и экспериментальных сведений о закономерностях тепломассопереноса в жидких и газообразных средах в условиях свободной и вынужденной конвекции в вертикальных пластинах и цилиндрах [10–12]. Однако все упомянутые исследования относятся к описанной выше задаче косвенно, так как в них не учитывается специфика рассматриваемой задачи о проветривании строящегося шахтного ствола в условиях отрицательных температур крепи. В первую очередь, это наличие вентиляционного

трубопровода, по которому поступает относительно теплый воздух со скоростью порядка 1–5 м/с. Вследствие относительно высоких скоростей воздушной струи, поступающей из вентиляционного трубопровода и омывающей тупиковый забой, имеет место существенное искажение поперечных профилей скорости и температуры воздуха на протяженном участке шахтного ствола по сравнению со случаем установившегося течения воздуха по стволу [13].

Дополнительной спецификой рассматриваемой задачи является режим смешанной конвекции, в то время как в литературе, как правило, рассмотрены идеализированные случаи либо свободной, либо вынужденной конвекции. Еще одним интересным аспектом рассматриваемой задачи является конденсация влаги на поверхности крепи ствола, приводящая к изменению коэффициента теплоотдачи на этой поверхности. Однако в настоящем исследовании данный физический процесс рассматриваться не будет.



Рис. 1. Температура в забое строящегося ствола; тепловизионная съемка, проведенная в стволе строящегося калийного рудника в Республике Беларусь

Fig. 1. Temperature at the bottom of mine shaft under construction; thermal imaging in shaft in a potash mine under construction in Belarus

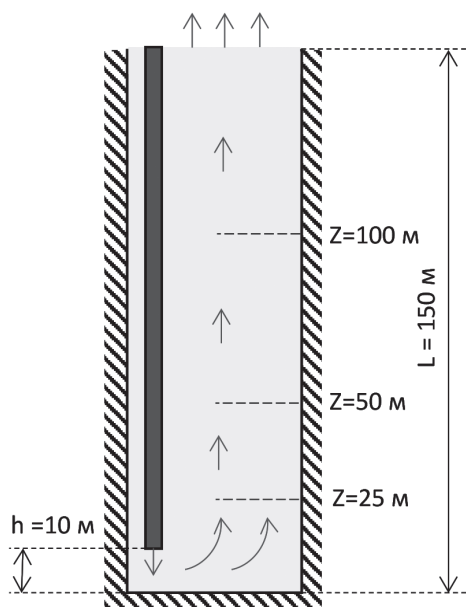


Рис. 2. Схематичный вид шахтного ствола и вентиляционного трубопровода, продольный разрез вдоль центральной оси ствола

Fig. 2. Schematics of mine shaft and ventilation duct; longitudinal cross-section along the central axis of shaft

Представленная работа посвящена теоретическому исследованию динамики воздушных потоков в строящемся шахтном стволе в условиях, когда температура крепи ствола ниже, чем температура воздуха, поступающего в ствол по вентиляционному трубопроводу. Основное внимание в работе уделено исследованию коэффициента теплоотдачи на границе «воздух-крепь» в зависимости от величины температурного градиента и формирующегося режима течения воздуха в стволе.

Расчетная модель

Рассматривается вертикальный шахтный ствол с вентиляционным трубопроводом, проведенным к его забою (см. рис. 2). Теплый воздух движется по трубопроводу вниз от устья ствола до его забоя под напором, создаваемым вентиляторной установкой на поверхности.

Далее, омывая забой, воздух поднимается по стволу и постепенно охлаждается в результате контакта с более холодной крепью ствола (см. рис. 2). Движение воздуха всюду в расчетной области задачи происходит в режиме развитой турбулентности.

Принимается, что движение воздуха происходит в поле силы тяжести, а плотность воздуха зависит от его температуры в рамках приближения Буссинеска [14, 15]:

$$\rho(T) = \rho_0 [1 - \beta(T - T_0)] \quad (1)$$

где $\rho(T)$ — плотность воздуха при температуре T , кг/м³; ρ_0 — плотность воздуха при температуре T_0 , кг/м³; β — коэффициент теплового расширения воздуха, 1/°C; T — переменная температура, °C; T_0 — референтная температура, °C.

Таким образом, вследствие того, что в верхней части ствола находится более холодный и тяжелый воздух, а в нижней — более теплый и легкий воздух, становится возможной конвективная неустойчивость воздушного потока в стволе, приводящая к образованию конвективных ячеек в пространстве ствола и обратно направленному движению воздуха. В этом случае течение воздуха в стволе в конечном счете будет происходить в нестационарном или установившемся режиме смешанной конвекции.

Следует отметить, что еще одним важным фактором, влияющим на величину плотности, является абсолютное давление, меняющееся по высоте шахтного ствола. Данный фактор оказывает стабилизирующее воздействие на воздушный поток, поскольку внизу ствола в условиях более высокого абсолютного давления находится более сжатый воздух, а сверху ствола — более разреженный. Наряду с этим, уменьшение абсолютного давления по мере поднятия воздуха по стволу приводит также к дополнительному охлаждению воздуха вви-

ду взаимосвязанности трех основных термодинамических характеристик воздуха — температуры, давления и плотности. Можно произвести качественную оценку относительной доли влияния этих факторов на изменение плотности воздуха по высоте ствола в рамках одномерного подхода, использованного в [16]. Изменение плотности $\Delta\rho$ (кг/м³) в стволе высотой L (м) как функция перепадов температуры ΔT (°C) и абсолютного давления Δp (Па) записывается следующим образом:

$$\Delta\rho = \frac{4\rho\alpha L \left(\frac{\partial\rho}{\partial T}\right)\Delta T + \rho A_s \left(\frac{\partial\rho}{\partial p}\right)\Delta p}{\rho A_s - P \left(\frac{\partial\rho}{\partial T}\right)}. \quad (2)$$

Здесь α — коэффициент теплоотдачи на границе «воздух-крепь», Вт/(м² · °C); d — диаметр ствола, м; V — средняя по сечению скорость в стволе, м/с; c_v — удельная теплоемкость воздуха при постоянном давлении, Дж/(кг · °C); ΔT — разница температур крепи и воздуха на выходе из трубопровода, °C.

Если принять, что перепад температуры между входящим воздухом и крепью составляет 10 °C, скорость воздуха в стволе 0,05 м/с, коэффициент теплоотдачи — 0,6 Вт/(м² · °C), высота и диаметр ствола равны соответственно 50 м и 8 м, то изменение плотности, вызванное перепадом только абсолютных давлений (≈ 500 Па), составит 0,38%, а изменение плотности, вызванное только перепадом температур, составит 0,84%. На этом основании можно принять, что в рассматриваемой задаче зависимость плотности от температуры является ключевой, а использование формулы (1) для наиболее пессимистичной оценки рисков возникновения конвективного расслоения в стволе является обоснованным.

Если распределение скорости воздуха в восходящем потоке в стволе является

открытым вопросом, то нисходящее течение воздуха в вентиляционном трубопроводе считается не подверженным конвективному расслоению, а расход воздуха в вентиляционном трубопроводе принимается не зависящим от времени параметром в задаче. Величина расхода в трубопроводе определяется исходя из напорной характеристики вентиляторной установки и аэродинамической характеристики системы «трубопровод-ствол». С учетом того, что аэродинамическое сопротивление вентиляционного трубопровода, как правило, на несколько порядков выше аэродинамического сопротивления шахтного ствола, режим течения в стволе не сказывается существенным образом на рабочей точке вентиляторной установки и величине расхода воздуха в трубопроводе. Таким образом, задание фиксированного расхода воздуха, подаваемого в ствол через вентиляционный трубопровод, является приемлемым допущением при исследовании различных режимов конвекции в стволе.

Численный расчет нестационарного и неизотермического течения воздуха в стволе в трехмерной постановке осуществлялся в работе с помощью методов вычислительной динамики жидкости и газа (CFD-методов). Для расчета использовался программный комплекс Ansys Fluent и метод конечных объемов (метод Simple [17]). Для замыкания усредненных по Рейнольдсу уравнений баланса массы, импульса и энергии

$$\frac{\partial\rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho V) = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho V) + \nabla \cdot (\rho V V) = -\nabla p + \nabla \cdot \tau + \rho g \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot (\rho V E + p V) = \\ = \nabla \cdot (\lambda \nabla T + \tau \cdot V) \end{aligned} \quad (5)$$

использовалась двухпараметрическая модель турбулентности standard k-omega [18]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \nabla \cdot (\rho k V) = \nabla \cdot (\Gamma_k \nabla k) + \tau \cdot \nabla V - \beta^* \rho \omega k \quad (6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \nabla \cdot (\rho \omega V) = \nabla \cdot (\Gamma_\omega \nabla \omega) + \frac{\alpha \omega}{k} \tau \cdot \nabla V - \beta^* \rho \omega^2 \quad (7)$$

Здесь V – вектор скорости воздуха, м/с; p – гидростатическое давление, Па; g – вектор ускорения свободного падения, м/с²; E – удельная энергия (внутренняя + кинетическая) воздуха, Дж/кг; λ – теплопроводность воздуха, Вт/(м · °С); k – удельная турбулентная кинетическая энергия, м²/с²; ω – удельная энергия турбулентной диссипации, 1/с; τ – тензор сдвиговых напряжений, Па:

$$\tau = (\mu + \mu_t) [\nabla V + (\nabla V)^T], \quad (8)$$

g – вектор ускорения свободного падения, м/с²; μ – молекулярная вязкость, Па · с; μ_t – турбулентная вязкость, Па · с:

$$\mu_t = \rho \frac{k}{\omega}, \quad (9)$$

Γ_k и Γ_ω – эффективные коэффициенты диффузии для турбулентных характеристик среды k и ω :

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (10)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega}, \quad (11)$$

σ_k и σ_ω – турбулентные числа Прандтля для турбулентных характеристик среды k и ω ; α , β^* – параметры модели.

Модель турбулентности standard k-omega позволяет более точно моделировать температурный пограничный слой [19]. При этом данная модель турбулент-

ности является более требовательной к параметрам конечно-объемной сетки в пограничном слое вблизи стенки крепи [20].

Численное решение строилось на нерегулярной тетраэдрической сетке с призматическим слоем на стенках (крепь ствола, забой и стенка трубопровода). Выбор густоты расчетной сетки в ядре потока и вблизи стенок осуществлялся на основании предварительного численного моделирования и достижения приемлемого значения числа Y^+ на стенках крепи и трубопровода, независимости получаемого решения от сетки. В итоге для расчета выбрана сетка, состоящая из 1,481 млн конечных объемов и имеющая призматический слой толщиной в 26 элементов. Скорость роста толщины призматических элементов по мере удаления от стенки принята равной 1,2. Среднее значение Y^+ для такой сетки составило 2,69. Установлено, что при большем сгущении сетки вблизи стенок расчетной области решение изменяется несущественно.

При создании расчетной модели ствола использовались следующие граничные условия. На стенках шахтного ствола и вентиляционного трубопровода задавались нулевая скорость воздуха (условие «прилипания» потока) и фиксированная температура (различная для ствола и трубопровода). На входе в расчетную область (конец трубопровода) задавалась скорость и температура воздушного потока, а также интенсивность турбулентности. На выходе из расчетной области (устье ствола) задавалось граничное условие свободной поверхности (outflow), подразумевающее нулевой диффузионный поток для всех искомым переменных задачи, коррекцию по общему балансу массы.

Основные численные параметры задачи, использованные при проведении расчетов, сведены в таблице.

Величина скорости воздуха в стволе принималась фиксированной и определялась на основании [1] как минимально допустимая скорость для проветривания выработки:

$$V_{\min} = 0,1 \frac{P}{S}, \quad (12)$$

где P – периметр поперечного сечения ствола; S – площадь поперечного сечения ствола, м².

Высота шероховатости стенок крепи ствола являлась варьируемым параметром. В настоящей работе исследовано три значения высоты шероховатости: 0, 2 и 4 см. Температура воздушной струи в трубопроводе также являлась варьируемым параметром задачи и принимала 4 значения, указанных в таблице.

Решение задачи осуществлялось в нестационарной постановке, поскольку в условиях тепловой конвекции может не существовать установившегося решения задачи. Время физического моделирования задано исходя из условия совершения полного двукратного воздухообмена в рассматриваемом участке ствола длиной 150 м при средней скорости воздуха 0,05 м/с.

Параметры расчета Calculation parameters

| Параметр | Значение |
|--|--------------------|
| Длина ствола, м | 150 |
| Диаметр ствола, м | 8 |
| Диаметр трубопровода, м | 1 |
| Отставание конца трубопровода от забоя, м | 10 |
| Расстояние трубопровода от крепи ствола, м | 1 |
| Величина скорости воздуха в стволе, м/с | 0,05 |
| Высота шероховатости стенок крепи ствола, м | 0; 0,02; 0,04 |
| Коэффициент теплового расширения воздуха, 1/°C | 0,0034 |
| Теплопроводность воздуха, Вт/(м · °C) | 0,0242 |
| Температура крепи, °C | 0 |
| Температура воздушной струи в трубопроводе, °C | +2,5; +5; +10; +15 |
| Время физического моделирования, с | 6000 |

Метод исследования

На первом этапе исследования проводился расчет течения воздуха в стволе без учета действия силы тяжести. Данный расчет необходим для того, чтобы исследовать, как меняется интенсивность теплообмена между крепью и воздухом по высоте и по периметру шахтного ствола, а также для того, чтобы в дальнейшем произвести количественную оценку разницы в распределении воздушных потоков без учета и с учетом тепловой конвекции.

На втором этапе исследования проводилась серия расчетов течения воздуха в стволе с учетом действия силы тяжести для различных значений температуры воздушной струи в трубопроводе, различных значений высот шероховатости стенок крепи ствола. Анализ результатов расчета проводился в терминах безразмерной температуры

$$T' = \frac{T - T_{\min}}{T_{\max} - T_{\min}} \quad (13)$$

безразмерной скорости

$$V' = \frac{V}{V_{\min}} \quad (14)$$

безразмерного удельного теплового потока q' на границе «воздух-крепь»:

$$q' = \frac{qd}{\lambda(T_{\max} - T_{\min})} \quad (15)$$

безразмерного коэффициента теплоотдачи на границе «воздух-крепь» (числа Нуссельта):

$$Nu = \frac{\alpha l}{\lambda} \quad (16)$$

и числа Рейлея:

$$Ra = \frac{g\beta(T_{\max} - T_{\min})d^3}{\nu\chi} \quad (17)$$

где T_{\max} — максимальная температура в расчетной области (температура воздуха на выходе из трубопровода в ствол), °C; T_{\min} — минимальная температура в расчетной области (температура стенки крепи ствола), °C; d — диаметр ствола, м; l — характерная длина, равная 1 м (используется при стандартном расчете числа Nu в комплексе Ansys Fluent); ν — кинематическая вязкость воздуха, м²/с; χ — температуропроводность воздуха, м²/с; α — размерный коэффициент теплоотдачи на границе «воздух-крепь», Вт/(м² · °C); q — размерный удельный тепловой поток на границе «воздух-крепь», Вт/м².

Финальным этапом является сравнение полученных в результате численного моделирования данных, определение влияния числа Рейлея (17) и геометрических параметров шахтного ствола на безразмерную температуру (13), безразмерную скорость (14), число Нуссельта (16) и безразмерный тепловой поток (15).

Обсуждение результатов численного моделирования

На рис. 3 представлены радиальные профили безразмерных Z-компоненты скорости и температуры воздуха в трех поперечных сечениях — на удалении 25 м, 50 м и 100 м от забоя ствола. Линии, вдоль которых строились профили скорости, представлены на рис. 2.

Из рис. 3, а видно, что вблизи забоя ($Z = 25$ м) профиль скорости имеет сложный вид с локальным максимумом вблизи стенки ствола и возвратным течением в центральной части ствола, что обусловлено влиянием воздушной струи, выходящей из трубопровода со скоростью 4,4 м/с. На удалении от забоя ($Z = 50$ м и 100 м) поперечный профиль скорости существенно выравнивается,

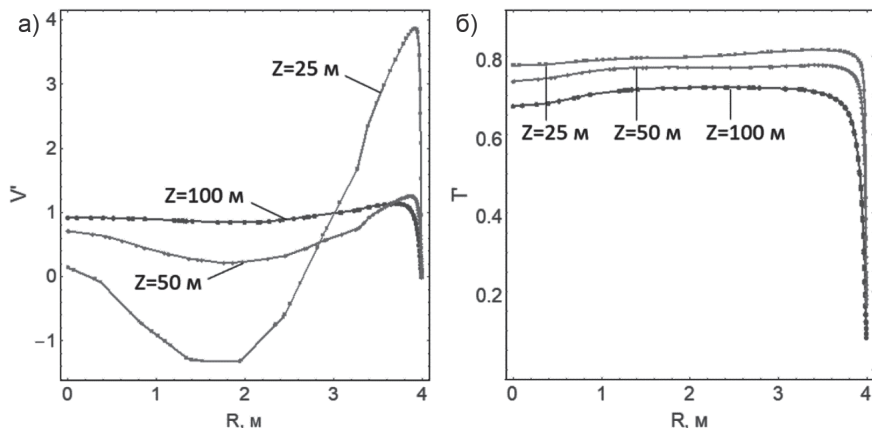


Рис. 3. Радиальные профили Z-компоненты безразмерной скорости (а) и безразмерной температуры воздуха (б) без учета тепловой конвекции

Fig. 3. Radial profiles of Z-component of dimensionless flow rate (a) and dimensionless temperature (b) of air without regard to convective heat transfer

но по-прежнему отличается от классической степенной зависимости $V(r) \sim r^n$ в установившемся турбулентном режиме течения. Полного выравнивания профиля скорости воздушного потока на рассматриваемом пространственном промежутке 150 м не происходит.

Следует отметить, что распределение температуры в ядре потока, как это видно из рис. 3, б, также является неравномерным во всех трех представленных случаях. Максимальное значение температуры наблюдается вблизи стенки шахтного ствола на противоположной стороне от трубопровода. Тем не менее, полученные радиальные профили температуры более пологие по сравнению с соответствующими профилями скоростей (для $Z = 25$ м и 50 м), что связано с интенсивным теплопереносом в горизонтальной плоскости потока посредством турбулентной диффузии.

На рис. 4 представлены распределения числа Нуссельта по высоте ствола без учета тепловой конвекции для двух значений средней высоты шероховатости крепи ствола. Распределения строились вдоль вертикальных линий Γ_1 и Γ_2 . Линия Γ_1 расположена на боковой стен-

ке ствола с противоположной стороны от вентиляционного трубопровода, а линия Γ_2 — также на боковой стенке ствола, но диаметрально противоположно Γ_1 .

Из рис. 4 видно, что число Нуссельта сильно зависит от координаты Z , что связано с особенностями распределения скорости воздушного потока. Вариация числа Нуссельта по периметру ствола является незначительной за исключением граничных областей у забоя и устья ствола. Зависимость числа Нуссельта от высоты шероховатости в условиях вынужденной конвекции является несущественной. Скорее всего, это объясняется тем, что средняя по сечению скорость воздуха (и, следовательно, число Рейнольдса) в данном случае фиксирована и определяется граничным условием на входе в расчетную область. В результате число Нуссельта, являющееся в режиме вынужденной конвекции функцией в первую очередь числа Рейнольдса, также остается неизменным.

В целом результаты численного моделирования течения воздуха в шахтном стволе без учета тепловой конвек-

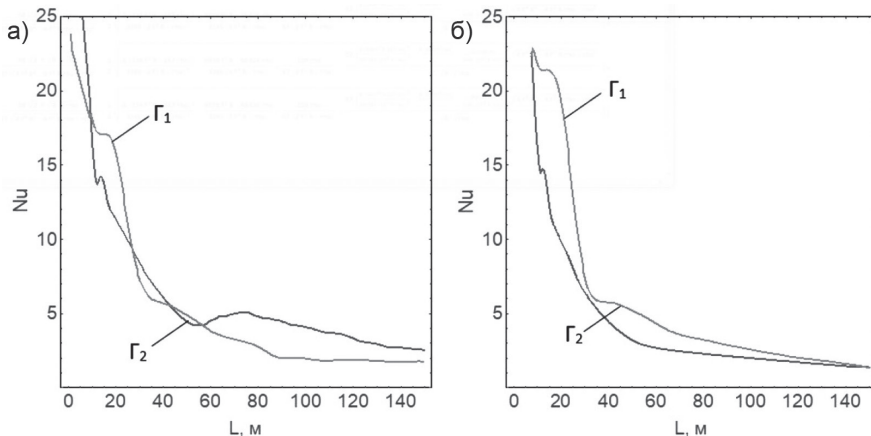


Рис. 4. Распределение числа Нуссельта по высоте ствола при средних высотах шероховатости $\Delta = 0$ м (а) и $\Delta = 0,02$ м (б) без учета тепловой конвекции

Fig. 4. Distribution of the Nusselt number in height of shaft at average roughness $\Delta = 0$ m (a) and $\Delta = 0.02$ m (b) without regard to convective heat transfer

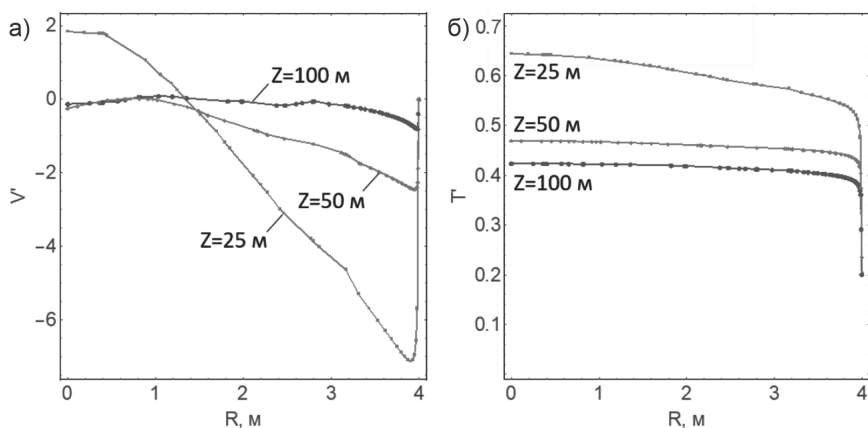


Рис. 5. Радиальные профили безразмерных Z-компоненты скорости (а) и температуры воздуха (б) в различные моменты времени при учете тепловой конвекции ($Ra = 3,1 \cdot 10^{11}$)

Fig. 5. Radial profiles of Z-component of dimensionless flow rate (a) and dimensionless temperature (b) of air with regard to convective heat transfer ($Ra = 3.1 \cdot 10^{11}$)

ции показывают, что важно учитывать неоднородность распределения характеристик теплообмена между воздухом и крепью ствола по высоте ствола. Определяющим фактором интенсивности теплообмена в данной ситуации является значение безразмерного коэффициента теплоотдачи — число Нуссельта. Второй фактор, от которого зависит интенсивность теплообмена — градиент температуры между крепью ствола и воздухом, — меняется по высоте слабее — см. рис. 3, б. По данной причине наибольшая интенсивность теплообмена наблюдается на стенках крепи вблизи забоя ствола.

В ходе дальнейшего исследования распределения воздушных потоков в условиях наличия тепловой конвекции получены следующие радиальные профили безразмерных Z-компоненты скорости и температуры воздуха в трех различных поперечных сечениях — см. рис. 5. Величина градиента температур принималась равной 5°C ($Ra = 3,1 \cdot 10^{11}$). Для построения данных профилей были выбраны те же линии (см. рис. 2).

Видно существенное изменение структуры течения во всех поперечных сече-

ниях ствола по сравнению с ранее рассмотренным случаем без учета тепловой конвекции. Возвратное течение воздушного потока теперь наблюдается вблизи стенок ствола. Это, по-видимому, связано с тем, что охлаждение воздуха происходит в первую очередь вблизи теплового стока (т.е. стенки ствола) и, как следствие, столб более холодного воздуха у стенки начинает опускаться вниз, замещая собой более теплый воздух, который начинает интенсивнее подниматься по центральной части ствола. Данный вывод хорошо согласуется с полученными в результате расчета профилями температуры (см. рис. 5, б), которые имеют больший наклон в ядре турбулентного потока. Максимум температуры при этом теперь наблюдается в центральной части ствола, а значения безразмерной температуры существенно ниже по сравнению со случаем без учета тепловой конвекции (рис. 3, б). Последний факт говорит об относительно большей интенсивности теплообмена между воздухом и крепью по сравнению с ситуацией без учета тепловой конвекции.

На рис. 6 представлены распределения числа Нуссельта и безразмерного

удельного теплового потока через боковую поверхность ствола по высоте ствола с учетом тепловой конвекции при различных величинах температурного градиента: $5\text{ }^{\circ}\text{C}$ ($Ra = 3,1 \cdot 10^{11}$) и $15\text{ }^{\circ}\text{C}$ ($Ra = 9,3 \cdot 10^{11}$). Распределения строились вдоль тех же вертикальных линий Γ_1 и Γ_2 .

В условиях наличия тепловой конвекции величины чисел Нуссельта и безразмерного теплового потока на границе «воздух-крепь» сильнее варьируются по периметру ствола — об этом можно судить по их разнице вдоль двух противоположных вертикальных линий

Γ_1 и Γ_2 . Вместе с этим, зависимости числа Нуссельта и безразмерного теплового потока от вертикальной координаты Z в случае наличия тепловой конвекции в стволе являются более пологими по сравнению с ранее рассмотренным случаем чисто вынужденной конвекции (см. рис. 4).

Для большего температурного градиента числа Нуссельта оказываются выше. Число Нуссельта растет с ростом температурного градиента, что качественно согласуется с существующими в литературе эмпирическими формулами для среднего числа Нуссельта как функ-

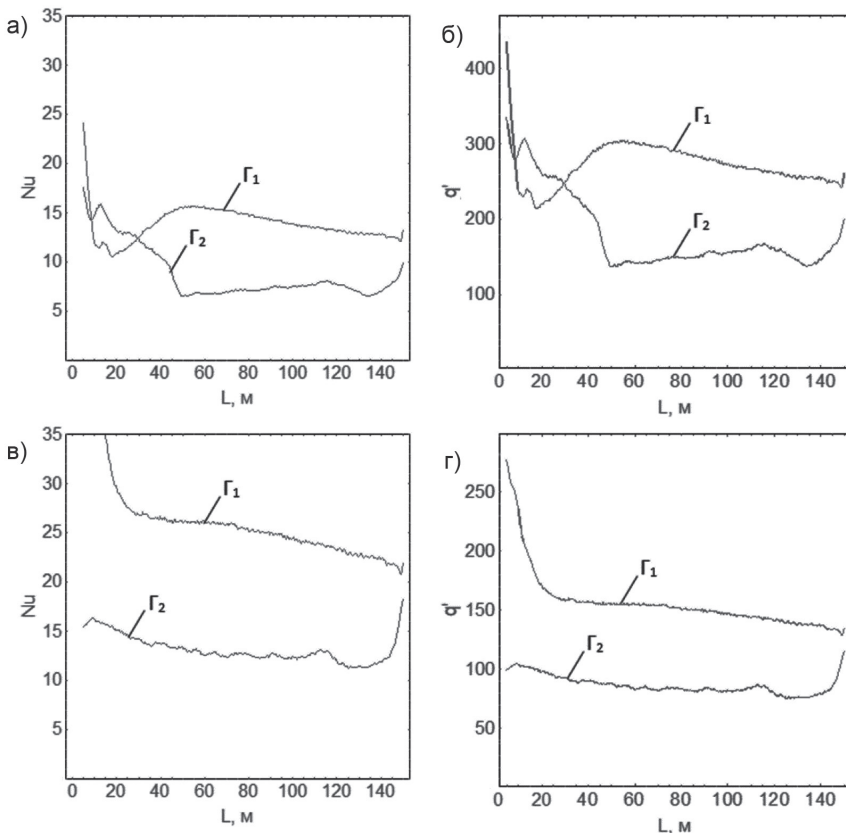


Рис. 6. Распределение числа Нуссельта (а, в) и безразмерного удельного теплового потока через боковую поверхность ствола (б, г) по высоте ствола без учета тепловой конвекции; графики (а, б) соответствуют $Ra = 3,1 \cdot 10^{11}$, графики (в, г) соответствуют $Ra = 9,3 \cdot 10^{11}$

Fig. 6. Distribution of the Nusselt number (a, v) and dimensionless specific heat flow through the shaft walls (b, g) in height of shaft without regard to convective heat transfer; (a, b) correspond to $Ra = 3.1 \cdot 10^{11}$; (v, g) correspond to $Ra = 9.3 \cdot 10^{11}$

ции среднего числа Рэлея [21–24]. Среднее число Нуссельта зависит от числа Рэлея, как правило, по степенному закону:

$$Nu \sim Ra^n \quad (17)$$

с показателем n , варьирующимся в зависимости от особенностей задачи в диапазоне от 0,2 до 0,35.

При этом в силу специфики рассматриваемой задачи нет смысла говорить о количественном соответствии между описанными в литературе и полученными в рамках данного исследования величинами чисел Нуссельта. По данной причине в настоящей работе была предпринята попытка получить зависимость усредненного по вертикальной координате Z числа Нуссельта от числа Рэлея для условий шахтного ствола, проветриваемого по нагнетательной схеме с помощью вентиляционного трубопровода.

Формулы для расчета теплоотдачи на границе «воздух-крепь ствола»

На рис. 7 представлены усредненные по вертикальной координате Z чис-

ло Нуссельта и безразмерный тепловой поток как функции числа Рэлея для трех высот шероховатости стенок крепи ствола (0 м, 0,02 м и 0,04 м). Точки соответствуют результатам отдельных численных расчетов, а непрерывные кривые – степенной аппроксимационной функции (вида $A + B \cdot Ra^C$), рассчитанной по этим точкам с помощью метода наименьших квадратов.

При течении воздуха в стволе в режиме свободной или смешанной конвекции имеется ярко выраженная зависимость числа Нуссельта от средней высоты шероховатости стенок выработок. В данном случае вследствие наложения на поступательное движение воздушных масс вверх по стволу дополнительной компоненты, связанной с циркуляцией воздуха в конвективных ячейках (тепловая конвекция), величина средней по сечению ствола скорости воздуха увеличивается и начинает зависеть от градиента температуры и средней высоты шероховатости стенок крепи.

Если число Нуссельта увеличивается с увеличением числа Рэлея, то безраз-

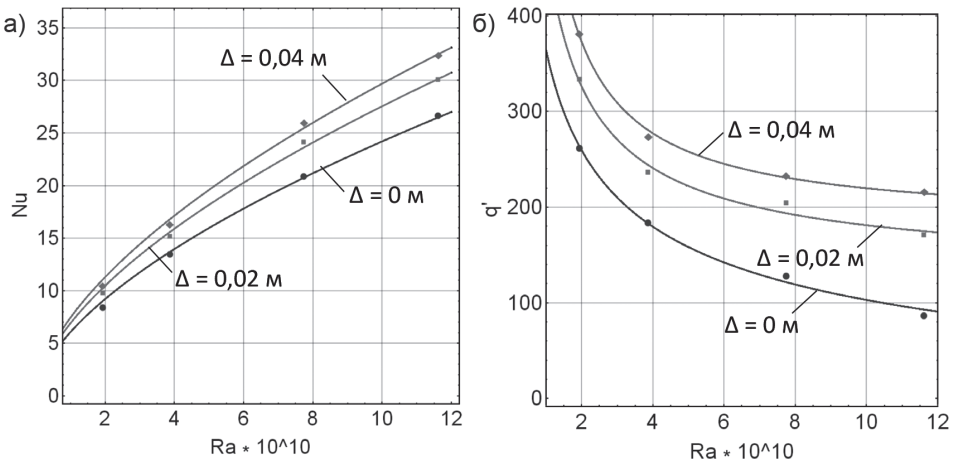


Рис. 7. Численная зависимость среднего числа Нуссельта от числа Рэлея (а) и численная зависимость средней величины безразмерного теплового потока от числа Рэлея (б) для различных значений высоты шероховатости Δ стенки крепи ствола

Fig. 7. Average Nusselt number versus Rayleigh number (a) and average dimensionless heat flow value versus Rayleigh number (a) for different roughness Δ of shaft lining

мерный тепловой поток падает. Следует отметить, что размерный тепловой поток растет с увеличением числа Рэлея. Это связано с особенностью способа задания безразмерного теплового потока: при расчете безразмерного теплового потока по формуле (15) осуществляется деление размерного теплового потока на разницу температур, что по сути означает деление на число Рэлея.

Представленные на рис. 7 степенные аппроксимационные функции числа Нуссельта и безразмерного теплового потока имеют следующий аналитический вид:

$$Nu = 6,94 \cdot \varepsilon \cdot (Ra^*)^{0,6} = 6,94 \cdot \varepsilon \cdot \left(\frac{Ra}{10^{11}} \right)^{0,6} \quad (19)$$

$$q' = 505 \cdot \varepsilon - 812 + 620 \cdot (Ra^*)^{-0,2} \quad (20)$$

где ε — множитель, характеризующий влияние шероховатости стенок крепи ствола. При нулевой высоте шероховатости принимается, что $\varepsilon = 1$, при высоте шероховатости 0,02 м — $\varepsilon = 1,14$, а при высоте шероховатости 0,04 м — $\varepsilon = 1,22$.

Следует отметить, что полученный в работе показатель в степенной зависимости (19) примерно в 2 раза выше, чем в работах по свободной конвекции в вертикальных трубах и пластинах. Вероятнее всего, такой результат связан с возмущающим воздействием граничного условия входа в расчетную область — воздушная струя на выходе из вентиляционного трубопровода приводит к искажению поперечного профиля скорости воздуха по всей длине рассматриваемого участка ствола. Скорее всего, при увеличении длины ствола, зависимость числа Нуссельта от числа Рэлея должна изменяться, а показатель в (19) — уменьшиться.

На основании (19) и (20) может быть определена формула для расчета раз-

мерного коэффициента теплоотдачи на границе «воздух-крепь» как функция перепада температур ΔT между воздухом на выходе из воздуховода и крепью ствола и диаметра ствола d :

$$\alpha = 0,003 \cdot \varepsilon \cdot (\Delta T \cdot d^3)^{0,6}, \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}, \quad (21)$$

$$q = \frac{\lambda \Delta T}{d} \left[505 \cdot \varepsilon - 812 + 2375 \cdot (\Delta T \cdot d^3)^{-0,2} \right] \text{ Вт/м}^2. \quad (22)$$

Функциональный вид формул (21) и (22) свидетельствует о том, что средний коэффициент теплоотдачи и средний удельный тепловой поток на границе «воздух-крепь» не пропорциональны друг другу, как это имеет место при рассмотрении случая чисто вынужденной конвекции в стволе. На наш взгляд, полученная непропорциональность связана с тем, что по мере роста числа Рэлея (или перепада температуры ΔT между стенкой ствола и входным потоком воздуха из трубопровода) структура конвективных потоков в стволе перестраивается, вследствие чего температура воздуха на границе со стенкой изменяется сложным нелинейным образом.

Еще одним важным обстоятельством является то, что формулы (21) и (22) проверялись только в ограниченном диапазоне параметров задачи: $\Delta T \in [0; 20]$ °C, $\varepsilon \in [1; 1,22]$, $V = 0,05$ м/с, $d = 8$ м. Справедливость предложенных формул для других параметров задачи должна проверяться отдельно.

Формулы (21) и (22) могут быть использованы для расчета теплоотдачи между крепью ствола и воздухом в условиях низких температур окружающего породного массива при проходке стволов с применением способа искусственного замораживания. Для принятых к расчету скорости воздуха $V = 0,05$ м/с и диаметра ствола $d = 8$ м они дают в среднем в $0,63 \cdot \Delta T^{0,6}$ раза более высокие значения интенсивности теплопередачи

по сравнению со случаем чисто вынужденной конвекции [25].

Заключение

В ходе проведенных теоретических исследований тепло- и массообменных процессов, происходящих в атмосфере строящегося шахтного ствола в условиях отрицательных температур стенок крепи, получены следующие основные результаты:

1. Тепловая конвекция оказывает существенное влияние на тепло- и массоперенос в воздушном пространстве ствола в случае, когда стенки крепи ствола имеют температуру, меньшую, чем температура воздуха, выходящего из вентиляционного трубопровода у за-

боя ствола. При этом происходит изменение структуры воздушного потока и образование возвратных конвективных течений, что приводит к дополнительному увеличению величин скорости воздушного потока в стволе. Вследствие этого коэффициент теплоотдачи на границе между крепью ствола и воздухом оказывается существенно выше по сравнению с расчетом без учета тепловой конвекции.

2. Предложены эмпирические формулы для расчета коэффициента теплоотдачи и удельного теплового потока на границе между крепью ствола и воздухом в зависимости от перепада температур, диаметра ствола и шероховатости стенок горных выработок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Федеральные нормы и правила в области промышленной безопасности «Правила безопасности при ведении горных работ и переработке твердых полезных ископаемых».* – 2013. – 186 с.
2. *Правила безопасности при строительстве подземных сооружений ПБ 03-428-02.* – 2009. – 407 с.
3. *Болотских Н. С., Бондаренко Н. А., Гальченко П. П. Строительство стволов шахт и рудников: справочник / Под ред. О. С. Докукина, Н. С. Болотских.* – М.: Недра, 1991. – 344 с.
4. *Трупак Н. Г. Замораживание грунтов при строительстве подземных сооружений.* – М.: Недра, 1979. – 344 с.
5. *Yao Z., Cai H., Xue W., Wang X., Wang Z. Numerical simulation and measurement analysis of the temperature field of artificial freezing shaft sinking in Cretaceous strata // AIP Advances. 2019. Vol. 9, no 2. Art. no 025209. DOI: 10.1063/1.5085806.*
6. *Zhelinin M., Kostina A., Plekhov O., Panteleev I., Levin L. Numerical analysis of application limits of Vyalov's formula for an ice-soil wall thickness // Frattura ed Integrita Strutturale. 2019. Vol. 13, no 49. Pp. 156 – 166. DOI: 10.3221/IGF-ESIS.49.17.*
7. *Kazakov B. P., Shalimov A. V., Semin M. A. Stability of natural ventilation mode after main fan stoppage // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2015. Vol. 86. Pp. 288 – 293. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.03.004.*
8. *Nikolaev A. V., Alymenko N. I., Kamenskikh A. A., Alymenko D. N., Nikolaev V. A., Petrov A. I. Factors defining value and direction of thermal pressure between the mine shafts and impact of the general mine natural draught on ventilation process of underground mining companies // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. 2017. Vol. 87, no 5. Art. no 052020. DOI: 10.1088/1755-1315/87/5/052020.*
9. *Nie B. S., Peng B., Guo J. H., Liu X. F., Liu X. T., Shen J. S. Research on Characteristics of Air Flow Disorder in Inlet Shafts // Journal of Mining Science. 2018. Vol. 54, no 3. Pp. 444 – 457. DOI: 10.1134/S1062739118033846.*
10. *Taler D., Taler J. Simple heat transfer correlations for turbulent tube flow // E3S Web of Conferences. 2017 Vol. 13. Art. no 02008. DOI:10.1051/e3sconf/20171302008.*

11. Colburn A. P. A method of correlating forced convection heat transfer data and a comparison with fluid friction // Transactions of American Institute of Chemical Engineers. 1933. Vol. 29. Pp. 174 – 210.
12. Taler D. A new heat transfer correlation for transition and turbulent fluid flow in tubes // International Journal of Thermal Sciences. 2016. Vol. 108. Pp. 108 – 122.
13. Левин Л. Ю., Семин М. А., Ключкин Ю. А., Накаряков Е. В. Исследование аэро- и термодинамических процессов, протекающих на начальном этапе организации сквозного проветривания рудника // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Геология. Нефтегазовое и горное дело. – 2016. – Т. 15. – № 21. – С. 367 – 377. DOI: 10.15593/2224-9923/2016.21.9.
14. Гершуни Г. З., Жуховицкий Е. М., Непомнящий А. А. Устойчивость конвективных течений. – М.: Наука, 1989. – 320 с.
15. Jha B. K., Oni M. O. Theory of fully developed mixed convection including flow reversal. A nonlinear Boussinesq approximation approach. Heat Transfer – Asian Research. 2019. Vol. 48, no 8. Pp. 3477 – 3488. DOI: 10.1002/htj.21550.
16. Шалимов А. В., Кормщицов Д. С., Газизуллин Р. Р., Семин М. А. Моделирование динамики тепловых депрессий и ее влияния на проветривание горных выработок // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Геология. Нефтегазовое и горное дело. – 2014. – Т. 13. – № 12. – С. 41 – 47.
17. Tannehill J. Computational fluid mechanics and heat transfer. Washington, DC: Taylor & Francis. 1997. 792 p.
18. Wilcox D. C. Formulation of the $k - \omega$ turbulence model revisited // AIAA Journal. 2008. Vol. 46. Pp. 2823 – 2838. DOI: 10.2514/1.36541.
19. Sanjay S., Sundararaj S., Thiagarajan K. B. Numerical simulation of flat plate boundary layer transition using OpenFOAM® // AIP Conference Proceedings. AIP Publishing. 2019. Vol. 2112, no 1. Art no 020134.
20. Пучков Л. А., Каледина Н. О., Кобылкин С. С. Методология системного проектирования вентиляции шахт // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2014. – № 51.
21. Mohammed H. A., Salman Y. K. Heat transfer by natural convection from a uniformly heated vertical circular pipe with different entry restriction configurations // Energy Conversion and Management. 2007. Vol. 48, no 7. Pp. 2244 – 2253. DOI: 10.1016/j.enconman.2006.12.005.
22. Yan W. M., Lin T. F. Theoretical and experimental study of natural convection pipe flows at high rayleigh number // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1991. Vol. 34, no 1. Pp. 291 – 303. DOI: 10.1016/0017-9310(91)90195-k
23. Karwa R. Empirical relations for natural or free convection / Heat and mass transfer. 2016. Pp. 623 – 664. DOI: 10.1007/978-981-10-1557-1-9.
24. Валуева Е. П. Ламинарная смешанная конвекция в вертикальном плоском канале с постоянной плотностью теплового потока на стенке // Теплофизика высоких температур. – 2019. – Т. 57. – № 3. – С. 408 – 415.
25. Казаков Б. П., Шалимов А. В., Семин М. А., Ключкин Ю. А. Математическое моделирование термодинамических процессов в системах воздухоподготовки калийных рудников // Горный журнал. – 2019. – № 8. – С. 81 – 84. DOI: 10.17580/gzh.2019.08.16. **ГИАБ**

REFERENCES

1. Federal'nye normy i pravila v oblasti promyshlennoy bezopasnosti «Pravila bezopasnosti pri vedenii gornykh rabot i pererabotke tverdykh poleznykh iskopaemykh» [Federal Code of Industrial Safety: Safety regulations in solid mineral mining and processing], 2013, 186 p.
2. Pravila bezopasnosti pri stroitel'stve podzemnykh sooruzheniy PB 03-428-02 [Safety regulations in underground construction PB 03-428-02], 2009, 407 p.

3. Bolotskikh N. S., Bondarenko N. A., Gal'chenko P. P. *Stroitel'stvo stvolov shakht i rudnikov*: spravochnik. Pod red. O. S. Dokukina, N. S. Bolotskikh [Construction of shafts and mines: handbook. Dokukin O. S., Bolotskikh N. S. (Eds.)], Moscow, Nedra, 1991, 344 p.
4. Trupak N. G. *Zamorazhivanie gruntov pri stroitel'stve podzemnykh sooruzheniy* [Ground freezing in underground construction], Moscow, Nedra, 1979, 344 p.
5. Yao Z., Cai H., Xue W., Wang X., Wang Z. Numerical simulation and measurement analysis of the temperature field of artificial freezing shaft sinking in Cretaceous strata. *AIP Advances*. 2019. Vol. 9, no 2. Art. no 025209. DOI: 10.1063/1.5085806.
6. Zhelnin M., Kostina A., Plekhov O., Panteleev I., Levin L. Numerical analysis of application limits of Vyalov's formula for an ice-soil wall thickness. *Frattura ed Integrita Strutturale*. 2019. Vol. 13, no 49. Pp. 156 – 166. DOI: 10.3221/IGF-ESIS.49.17.
7. Kazakov B. P., Shalimov A. V., Semin M. A. Stability of natural ventilation mode after main fan stoppage. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2015. Vol. 86. Pp. 288 – 293. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.03.004.
8. Nikolaev A. V., Alymenko N. I., Kamenskikh A. A., Alymenko D. N., Nikolaev V. A., Petrov A. I. Factors defining value and direction of thermal pressure between the mine shafts and impact of the general mine natural draught on ventilation process of underground mining companies. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 2017. Vol. 87, no 5. Art. no 052020. DOI: 10.1088/1755-1315/87/5/052020.
9. Nie B. S., Peng B., Guo J. H., Liu X. F., Liu X. T., Shen J. S. Research on Characteristics of Air Flow Disorder in Inlet Shafts. *Journal of Mining Science*. 2018. Vol. 54, no 3. Pp. 444 – 457. DOI: 10.1134/S1062739118033846.
10. Taler D., Taler J. Simple heat transfer correlations for turbulent tube flow. *E3S Web of Conferences*. 2017 Vol. 13. Art. no 02008. DOI:10.1051/e3sconf/20171302008.
11. Colburn A. P. A method of correlating forced convection heat transfer data and a comparison with fluid friction. *Transactions of American Institute of Chemical Engineers*. 1933. Vol. 29. Pp. 174 – 210.
12. Taler D. A new heat transfer correlation for transition and turbulent fluid flow in tubes. *International Journal of Thermal Sciences*. 2016. Vol. 108. Pp. 108 – 122.
13. Levin L. Yu., Semin M. A., Klyukin Yu. A., Nakaryakov E. V. Analysis of aero- and thermo-dynamic processes at the early stage of through ventilation in mines. *Vestnik Permskogo natsional'nogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Geologiya. Neftegazovoe i gornoe delo*. 2016. Vol. 15, no 21, pp. 367 – 377. [In Russ]. DOI: 10.15593/2224-9923/2016.21.9.
14. Gershuni G. Z., Zhukhovitskiy E. M., Hepomnyashchiy A. A. *Ustoychivost' konvektivnykh techeniy* [Stability of convective flows], Moscow, Nauka, 1989, 320 p.
15. Jha B. K., Oni M. O. Theory of fully developed mixed convection including flow reversal. A nonlinear Boussinesq approximation approach. *Heat Transfer – Asian Research*. 2019. Vol. 48, no 8. Pp. 3477 – 3488. DOI: 10.1002/htj.21550.
16. Shalimov A. V., Kormshchikov D. S., Gazizullin R. R., Semin M. A. Modeling of thermal depression dynamics and its effect on ventilation of underground openings. *Vestnik Permskogo natsional'nogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Geologiya. Neftegazovoe i gornoe delo*. 2014. Vol. 13, no 12, pp. 41 – 47. [In Russ].
17. Tannehill J. *Computational fluid mechanics and heat transfer*. Washington, DC: Taylor & Francis. 1997. 792 p.
18. Wilcox D. C. Formulation of the $k - \omega$ turbulence model revisited. *AIAA Journal*. 2008. Vol. 46. Pp. 2823 – 2838. DOI: 10.2514/1.36541.
19. Sanjay S., Sundararaj S., Thiagarajan K. B. Numerical simulation of flat plate boundary layer transition using OpenFOAM®. *AIP Conference Proceedings*. AIP Publishing. 2019. Vol. 2112, no 1. Art no 020134.

20. Puchkov L.A., Kaledina N.O., Kobylkin S.S. Methodology of system design of mine ventilation. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten'*. 2014, no S1. [In Russ].

21. Mohammed H.A., Salman Y.K. Heat transfer by natural convection from a uniformly heated vertical circular pipe with different entry restriction configurations. *Energy Conversion and Management*. 2007. Vol. 48, no 7. Pp. 2244–2253. DOI:10.1016/j.enconman.2006.12.005.

22. Yan W.M., Lin T.F. Theoretical and experimental study of natural convection pipe flows at high rayleigh number. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 1991. Vol. 34, no 1. Pp. 291–303. DOI: 10.1016/0017-9310(91)90195-k

23. Karwa R. Empirical relations for natural or free convection. *Heat and mass transfer*. 2016. Pp. 623–664. DOI: 10.1007/978-981-10-1557-1-9.

24. Valueva E.P. Laminar mixed convection in vertical flat channel with constant density heat flow on wall. *Teplotfizika vysokikh temperatur*. 2019. Vol. 57, no 3, pp. 408–415. [In Russ].

25. Kazakov B.P., Shalimov A.V., Semin M.A., Klyukin Yu.A. Mathematical modeling of thermodynamic processes in air conditioning systems in potash mines. *Gornyi Zhurnal*. 2019, no 8, pp. 81–84. DOI: 10.17580/gzh.2019.08.16. [In Russ].

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ

Семин Михаил Александрович¹ — канд. техн. наук,
научный сотрудник, e-mail: seminma@outlook.com,
Scopus ID: 56462570900,

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-5200-7931>,

Левин Лев Юрьевич¹ — д-р техн. наук,
зам. директора по научной работе,

Scopus ID: 56358515000,

ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-0767-9207>

¹ Горный институт Уральского отделения РАН.

Для контактов: Семин М.А., e-mail: seminma@outlook.com.

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

M.A. Semin¹, Cand. Sci. (Eng.), Researcher,

e-mail: seminma@outlook.com,

Scopus ID: 56462570900,

ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-5200-7931>,

L. Yu. Levin¹, Dr. Sci. (Eng.), Deputy Director for Research,

Scopus ID: 56358515000,

ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-0767-9207>,

¹ Mining Institute of Ural Branch, Russian Academy of Sciences,
614007, Perm, Russia.

Corresponding author: M.A. Semin, e-mail: seminma@outlook.com.

Получена редакцией 14.01.2020; получена после рецензии 20.02.2020; принята к печати 20.05.2020.

Received by the editors 14.01.2020; received after the review 20.02.2020; accepted for printing 20.05.2020.

