ЗАПИСКИ ГОРНОГО ИНСТИТУТА
Journal of Mining Institute
Сайт журнала: pmi.spmi.ru



УДК 622.01

Прогноз напряженного состояния набрызг-бетонной крепи при многократном сейсмическом воздействии

М.А.КАРАСЕВ, Р.О.СОТНИКОВ✉
Санкт-Петербургский горный университет, Санкт-Петербург, Россия

***Как цитировать эту статью*:** Карасев М.А. Прогноз напряженного состояния набрызг-бетонной крепи при многократном сейсмическом воздействии / М.А.Карасев, Р.О.Сотников // Записки Горного института. 2021. Т. 251. С. 626-638. DOI: 10.31897/PMI.2021.5.2

Аннотация. В статье оценивается влияние повторяющихся взрывов на напряженно-деформированное состояние набрызг-бетонной крепи, которое негативно сказывается на несущей способности крепи и может привести к формированию локальных вывалов пород в местах значительной деградации прочности набрызг-бетона. Несмотря на то, что однократное сейсмическое воздействие обычно не оказывает значительного влияния на техническое состояние набрызг-бетонной крепи, многократное динамическое нагружение может привести к развитию негативных процессов и повлиять на безопасность людей. В качестве набрызг-бетонной крепи рассмотрен неармированный и дисперсно-армированный набрызг-бетон. Изучены модели деформирования горной породы и набрызг-бетонной крепи. Для описания модели деформирования породного массива принята упругопластическая модель, основанная на условии пластичности Хука – Брауна, которая достаточно точно описывает упругопластическое поведение трещиноватой среды. При выполнении прогноза напряженно-деформированного состояния набрызг-бетонной крепи принята модель пластического деформирования бетона с накоплением повреждений Concrete Damage Plasticity (CDP), которая позволяет комплексно рассмотреть процесс деформирования бетона как при условиях одноосного сжатия и растяжения, так и при незначительном боковом обжатии. На первом расчетном этапе выполнен прогноз распространения сейсмических волн в непосредственной близости от участка инициации взрывчатого вещества. На втором этапе выполнены прогнозы распространения сейсмических волн до горной выработки и напряженно-деформированного состояния крепи. На основании выполненных исследований предложена методика оценки воздействия повторяющихся взрывов на напряженно-деформированное состояние набрызг-бетонной крепи горной выработки.

***Ключевые слова*:** горная выработка; породный массив; массовый взрыв; сейсмические волны; повреждение; набрызг-бетон; численное моделирование

Введение. Буровзрывной способ разрушения пород является наиболее распространенным способом формирования полостей в горных породах (тоннели, горные выработки, камеры, добыча полезного ископаемого и т.д.) [2]. При буровзрывных работах (БВР) выделяется значительное количество энергии, которое направлено на разрушение пород за счет формирования радиальных трещин и участков дробления [12, 15]. Однако только 20-30 % энергии взрыва расходуется на ее разрушение, остальная часть распространяется по породному массиву в виде сейсмических волн [9]. Упругие волны могут распространиться от участка ведения взрывных работ на большие расстояния и при определенных условиях достичь другого породного обнажения, где негативно воздействуют как на породный массив, так и на его крепь или обделку [1, 4]. Интенсивность сейсмического воздействия определяется тремя факторами: пиковая скорость перемещения частиц породы [18], частота их колебания и продолжительность воздействия [10]. Проблема сейсмического воздействия описывается двумя противоборствующими аспектами: уменьшение негативного эффекта взрыва с точки зрения безопасности ведения горных работ и обеспечение требуемой производительности.

Вопросами численного моделирования воздействия взрывных волн на сооружения занимались многие исследователи [5, 11, 31, 32 и др.].

Постановка проблемы. Наметившаяся тенденция увеличения объемов одновременно используемого взрывчатого вещества (ВВ) и уменьшения размеров защитных породных целиков между горными выработками и участком проведения массовых взрывов приводит к интенсификации

сейсмического воздействия как на горные выработки, так и на их составной элемент – крепь. Разрушения, которые получает крепь при таком воздействии, могут частично или полностью вывести выработки из эксплуатации, а аварийный участок потребуется перекрепить. Такие чрезвычайные ситуации приводят к дополнительным трудовым и материальным затратам, а также усложняют организационные процессы на горном предприятии. Считается, что общие затраты, связанные с перекреплением горных выработок, могут значительно превышать стоимость ее изначального крепления.

Известные подходы к прогнозу устойчивости горных выработок, основанные на применении эмпирических уравнений, не рассматривают фактическую форму горной выработки и расположение участка массового взрыва относительно выработки, а ее крепь часто не включена в расчетную модель. Решение данной задачи на основании численного моделирования позволяет получить новые знания о закономерности формирования напряженно-деформированного состояния (НДС) породного массива и крепи горной выработки, определить допустимые параметры взрывного воздействия для существующих видов крепей и предложить новые конструктивные решения.

Геомеханические условия разработки Малеевского рудника. Естественное НДС горного массива определяется из предположения, что вертикальная компонента формируется от веса вышележащих пород, а горизонтальная обусловлена тектоническими процессами в земной коре. Для Малеевской рудной зоны была проведена оценка природного поля напряжений методом щелевой разгрузки:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= 2\gamma H; \\ \sigma_2 &= \gamma H; \\ \sigma_3 &= H, \end{aligned} \qquad (1)$$

где γ – усредненный объемный вес вышерасположенных пород, кН/м^3; H – расстояние от поверхности земли до рассматриваемого участка, м.

До начала горных работ максимальные горизонтальные напряжения, действовавшие вкрест простирания залежей, в два раза превышали вертикальные, но по простиранию были равны им.

Оценка структурной нарушенности породного массива, выполненная в горных выработках Малеевского рудника, позволила установить, что породный массив – блочный, хорошо связанный, образованный тремя системами трещин, поверхность которых шероховатая невыветрелая. В целом условия контакта очень хорошие. При данных кондициях структурная нарушенность породного массива, выраженная через показатели GSI (геологический индекс прочности), находится в пределах 50-75 баллов при среднем значении, равном 60 баллов.

Горно-геологические условия экспериментального участка. Наибольшую неопределенность в оценку прогноза распространения сейсмических волн вносят горно-геологические условия и, в частности, структурная нарушенность породного массива, которая оказывает существенное влияние на коэффициент демпфирования горных пород. По данным исследований [25], коэффициент изменяется в пределах 2-5 % в зависимости от степени структурной нарушенности и характеристик пород. Для его вычисления наиболее достоверным способом является проведение инструментальных замеров, определяющих степень затухания сейсмических волн при прохождении через выделенный участок породного массива. Далее значение коэффициента демпфирования подбирается исходя из сравнения результатов численного моделирования и инструментальных наблюдений. Для инструментальных замеров был выбран участок, на котором проводились проходческие работы с применением буровзрывной технологии.

Методика прогноза НДС набрызг-бетонной крепи в зоне воздействия массового взрыва. В качестве модели деформирования породного массива принята упругопластическая модель, основанная на условии пластичности Хука – Брауна, которая, как показывает мировой опыт [22], достаточно хорошо отражает упругопластическое поведение трещиноватой среды:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{c.i}\left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{c.i}} + s\right)^a, \qquad (2)$$

где σ_1, σ_3 – главные максимальные и минимальные напряжения, кПа; $\sigma_{c.i}$ – прочность образца породы при одноосном сжатии; m_b, s, a – экспериментальные параметры критерия прочности Хука и Брауна, учитывающие геологическую характеристику массива пород.

Эмпирические параметры:

$$m_b = m_i e^{\left(\frac{\mathrm{GSI}-100}{28-14D}\right)}; \tag{3}$$

$$s = e^{\left(\frac{\mathrm{GSI}-100}{9-3D}\right)}; \tag{4}$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6}\left(e^{-\frac{\mathrm{GSI}}{15}} - e^{-\frac{20}{3}}\right), \tag{5}$$

где m_i – параметр, характеризующий тип горной породы; D – показатель качества БВР (нарушенности массива).

Модуль деформации породного массива можно выразить при помощи методики Хука – Брауна:

$$E_m = E_i\left(0{,}02 + \frac{1-\frac{D}{2}}{1+e^{\frac{60+15D-\mathrm{GSI}}{11}}}\right), \tag{6}$$

где E_i – модуль деформации образца горной породы, МПа.

При численном моделировании распространения сейсмических волн используется модель демпфирования Рэлея (рис.1), которая определяется двумя коэффициентами α_R и β_R, характеризующими демпфирование по массе и по жесткости соответственно:

$$C = \alpha_R \boldsymbol{M} + \beta_R \boldsymbol{K}, \tag{7}$$

где ***M, K*** – матрицы масс и жесткости соответственно.

Коэффициенты Рэлея зависят от частоты колебания системы и определяются из решения системы уравнений:

$$\frac{\alpha_R}{2\omega} + \frac{\beta_R \omega}{2} = \zeta; \tag{8}$$

$$f = 2\pi f,$$

где ω, f – круговая и линейная частоты соответственно, Гц; ζ – коэффициент демпфирования.

Задав диапазон изменения линейной частоты от f_1 (наименьшая) до f_2 (наибольшая) и решив уравнение (8), получим формулы для определения коэффициентов Рэлея:

$$\alpha_R = 4\pi f_1 f_2 \frac{\zeta_1 f_2 - \zeta_2 f_1}{f_2^2 - f_1^2};$$

$$\beta_R = \frac{\zeta_2 f_2 - \zeta_1 f_1}{\pi\left(f_2^2 - f_1^2\right)}. \tag{9}$$

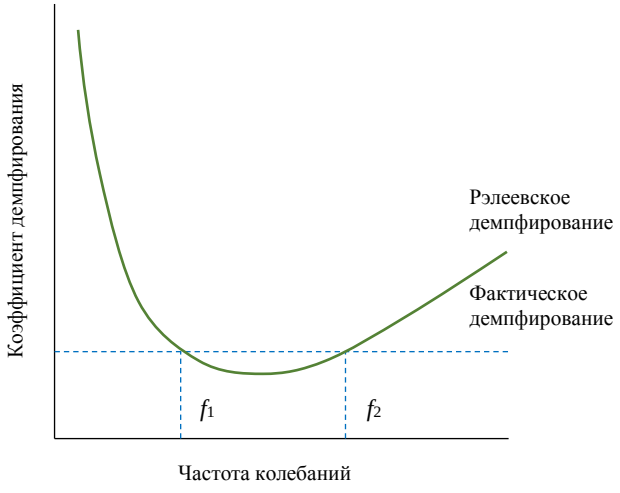


Рис.1. Демпфирование по Рэлею
f_1, f_2 – диапазон изменения частоты колебаний [27]

Для практических расчетов, приняв значение наименьшей частоты f_1 равной 0 Гц, получим значение коэффициента α_R равной 0, а значение коэффициента β_R по формуле:

$$\beta_R = \frac{\zeta_2 f_2}{\pi f_2^2}. \tag{10}$$

Для корректного разрешения уравнений прогноза распространения сейсмических волн должно выполняться условие: длина сейсмической волны не меньше 10-15 характерных размеров конечных элементов [23]. Более точно данную величину можно вычислить по формуле для продольной и поперечной волн:

$$h_p = 10 \cdot \frac{c_p}{f} = \frac{\sqrt{\frac{E}{\rho} \cdot \frac{1-\nu}{(1+\nu)(1-\nu)}}}{f};$$

$$h_s = 10 \cdot \frac{c_s}{f} = \frac{\sqrt{\frac{G}{\rho}}}{f}, \quad (11)$$

где c_p, c_s – скорости распространения продольной и поперечной сейсмических волн, м/с; h_s, h_p – характеристический размер конечного элемента по критерию распространения продольной и поперечной волны, м; E – модуль деформации, кПа; ν – коэффициент поперечной деформации; ρ – плотность, кг/м^3.

Коэффициент сейсмичности определялся на основании сопоставления результатов численного моделирования с результатами, получаемыми по эмпирической формуле определения скорости перемещения частиц породы по мере удаления от участка инициации ВВ с учетом поглощения энергии. В общем виде скорость перемещения частиц породы можно представить как

$$v = a_1 \left(\frac{R}{\sqrt{Q}} \right)^{-\beta}, \quad (12)$$

где R – расстояние от источника взрыва, м; Q – масса одновременно взрываемого ВВ, кг; a_1, β – константы уравнения, которые зависят от конкретных горно-геологических и технологических условий.

Для изменения величины импульса при массе одновременно взрываемого ВВ, равного 2 кг, нужно преобразовать уравнение (12). Полученная зависимость связывает скорость с интенсивностью воздействия, при этом показатель β изменяется от 1,25 до 1,75:

$$v_{\max} = 700 \cdot \left(\frac{R}{\sqrt{2}} \right)^{-\beta}. \quad (13)$$

На основании выполненного численного моделирования в плоскодеформационной постановке установлено, что значение скоростей перемещения частиц породы во всем диапазоне рассматриваемых значений R в значительной степени отклоняется от эмпирической зависимости. Введение демпфирования в рассматриваемую систему улучшает сходимость результатов, однако результат все равно остается неидеальным. Рассмотрение распространения сейсмических волн в пространственной постановке позволяет получить хорошую сходимость с данными эмпирической зависимости. Таким образом, можно заключить, что коэффициент демпфирования хоть и приближает результаты расчетов к фактическим, но для достижения полной сходимости нужно рассматривать задачу распространения сейсмических волн в упругой среде в пространственной постановке (рис.2). Применение плоскодеформационной постановки для решения задачи приводит к консервативному решению.

Модель пластического деформирования бетона с накоплением повреждений (Concreate Damage Plasticity – CDP) широко используется при выполнении прогноза напряженно-деформированного состояния НДС бетонных и железобетонных конструкций и, в частности, бетонных и набрызг-бетонных крепей горных выработок [16, 21]. Модель CDP позволяет комплексно рассмотреть процесс деформирования бетона при одноосном и незначительном боковом сжатиях [14] и учесть знакопеременное нагружение, а также влияние скорости деформирования материала на его механическое поведение. Из недостатков можно отметить неспособность модели корректно описывать механическое поведение бетона в условиях объемного сжатия.

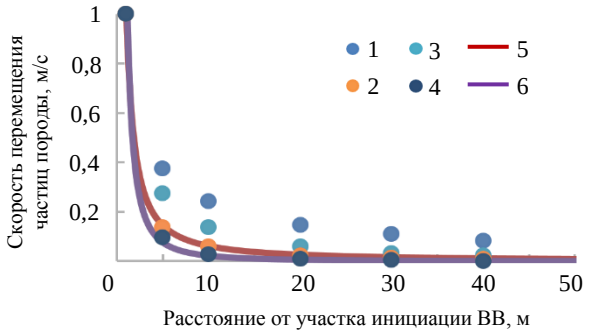


Рис.2. Зависимость изменения скорости перемещения частиц породы на расстояния от участка инициации ВВ при различных параметрах численной модели: NM-2D, DR = 0, DR = 5 – результаты численного моделирования в плоскодеформационной постановке при коэффициенте демпфирования 0 и 5 %; NM-3D, DR = 0, DR = 5 – результаты численного моделирования в пространственной постановке при коэффициенте демпфирования 0 и 5 %; эмпирическая верхняя граница, нижняя граница – диапазон возможных значений скоростей перемещения частиц пород по эмпирической зависимости

1 – NM-2D, DR = 0; 2 – NM-3D, DR = 0; 3 – NM-2D, DR = 5; 4 – NM-3D, DR = 5; 5 – эмпирическая верхняя граница; 6 – эмпирическая нижняя граница

Поверхность пластического течения модели CDP задается в виде зависимости:

$$F = \frac{1}{1-\alpha}(\bar{q} - 3\alpha\bar{p} + \beta(\varepsilon^{-pl})\sigma_{\max} - \gamma(-\sigma_{\max})) - \bar{\sigma}_c(\varepsilon_c^{-pl});$$

$$\alpha = \frac{(\sigma_{b0}/\sigma_{c0}) - 1}{2(\sigma_{b0}/\sigma_{c0}) - 1};$$

$$\beta = \frac{\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{pl})}{\bar{\sigma}_t(\bar{\varepsilon}_t^{pl})}(1-\alpha) + (1+\alpha); \quad (14)$$

$$\gamma = \frac{3(1-K_c)}{2K_c - 1},$$

где $\bar{q}$ – интенсивность нормальных напряжений, кПа; $\sigma_{\max}$ – максимальные главные эффективные напряжения, кПа; σ_{c0}, σ_{b0} – предел упругости бетона в условиях двухосного сжатия и одноосного растяжения соответственно, кПа; $\bar{\sigma}_c(\varepsilon_c^{-pl})$, $\bar{\sigma}_t(\varepsilon_t^{-pl})$ – эффективные прочности бетона при сжатии как функции от пластических сжимающих и растягивающих деформаций, кПа; $\bar{p}$ – средние напряжения, кПа; K_c – показатель, определяющий форму поверхности пластического течения в девиаторной плоскости.

В [3, 6] представлены уравнения связи между напряжениями и деформациями в условиях одноосного сжатия для неармированного бетона. Однако данное выражение не позволяет корректно описать деформирование дисперсно-армированного бетона в запредельной стадии деформирования. Для преодоления этого недостатка в [20] предложено модифицированное уравнение, которое использует один параметр для корректировки деформирования дисперсно-армированного бетона:

$$\sigma_c = f_{cm}\frac{\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c.p}}}{(1-p-q) + q\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c.p}}\right) + p\left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c.p}}\right)^{\frac{1-q}{p}}},$$

$$q = 1 - p - \frac{E_{c1}}{E_{ci}}, \quad (15)$$

где f_{cm} – средняя прочность бетона в условиях одноосного сжатия, кПа; ε_c – относительные деформации бетона; $\varepsilon_{c.p}$ – относительные деформации дисперсно-армированного бетона, соответствующего пределу прочности; E_{c1}, E_{ci} – секущий и касательный модули деформации, кПа.

$$E_{ci} = 21500 \cdot (f_{cm})^{\frac{1}{3}};$$

$$E_{c1} = \frac{f_{cm}}{\varepsilon_{c.p}};$$

$$p = 1{,}0 - 0{,}722e^{-0{,}144Wf}; \quad (16)$$

$$\varepsilon_{c.p} = \varepsilon_{c10} + 0{,}00026W_f,$$

где W_f – расход фибры по массе, %; ε_{c10} – деформации на пределе прочности неармированного бетона, $2{,}2 \cdot 10^{-3}$.

Энергия разрушения набрызг-бетона при сжатии G_c варьируется от 30 до 70 кН/м, неармированного набрызг-бетона при растяжении G_t – от 0,05 до 0,15 кН/м. При рассмотрении армированного набрызг-бетона показатель $G_{t.fr}$ определялся по формуле [13]:

$$G_{t.fr} = \left(1 + 13{,}159W_f^{1{,}827}\right)G_t, \quad (17)$$

где G_t – величина энергии разрушения неармированного набрызг-бетона, кН/м; W_f – расход фибры, кг/м^3.

Диаграмма разупрочнения бетона при растяжении может быть идеализирована в следующем виде: количественно диаграмма определяется прочностью бетона в условиях одноосного растяжения f_{ctm}, предельной величиной деформаций в момент полного раскрытия трещин ε_{cr} и тремя показателями – α, p_1, p_2. Параметр p_2 определяется по формуле [13]:

$$p_2 = \frac{2G_t}{\alpha l_{bf} f_{ctm} \varepsilon_{cr}} - \frac{p_1 - \alpha}{\alpha}. \quad (18)$$

При детонации ВВ и формировании сейсмических волн в ближайшей к участку инициации ВВ зоне выделение энергии описывалось через уравнение состояния JWL (модель Джона-Ли-Вилкенсона) [25, 33]. Уравнение состояния в единицах внутренней энергии, запасенной в единице массы E_m, можно записать как

$$p = A\left(1 - \frac{\omega\rho}{R_1\rho_0}\right)\exp\left(-R_1\frac{\rho_0}{\rho}\right) + B\left(1 - \frac{\omega\rho}{R_2\rho_0}\right)\exp\left(-R_2\frac{\rho_0}{\rho}\right) + \omega\rho E_m, \quad (19)$$

где A, B, R_1, R_2, ω – константы модели, подбираемые для каждого вида ВВ; ρ, ρ_0 – плотность продуктов взрыва и ВВ соответственно.

Построение численной модели прогноза НДС набрызг-бетонной крепи. Достоверный прогноз развития сейсмических волн в породном массиве требует высокой плотности дискретизации расчетной области, что накладывает некоторые ограничения на размерность численной модели (размер элемента должен быть не более 1/10 от длины волны) [26]. В этой связи осуществлена разбивка задачи на два расчетных этапа. На первом этапе выполняется прогноз распространения сейсмических волн в непосредственной близости от участка инициации ВВ. На втором – прогнозы распространения сейсмических волн до горной выработки и НДС крепи [10].

Эквивалентные показатели механических характеристик породного массива сведены в табл.1.

Таблица 1

Расчетные физико-механические характеристики породного массива*

Наименование	Плотность, кг/м^3	Модуль деформации, МПа	Коэффициент поперечной деформации	Сцепление, МПа	Угол внутреннего трения, град.	Прочность на растяжение, МПа
Порода	2900	26500	0,35	6,6	43	0,5
Руда	3000	22500	0,35	6,0	41	0,5

* Отчет НИР ВНИИЦВЕТМЕТ «Исследование параметров горного массива и определение способов управления горным давлением», 2002.

При выполнении численных расчетов прогноза повреждения набрызг-бетонной крепи [28-30] приняты числовые показатели (табл.2) модели CDP для неармированного и армированного набрызг-бетонов с дозировкой металлической фибры 25 и 50 кг/м^3. Все параметры получены для бетона класса В40 (по прочности на сжатие). Диаграммы упрочнения и разупрочнения бетона при нагружении в условиях одноосного сжатия и растяжения представлены на рис.3.

Таблица 2

Параметры модели CDP для неармированного и армированного набрызг-бетонов*

Материал	ρ, кг/м^3	R_c, МПа	R_t, МПа	G_c, кН/м	G_t, кН/м	ψ, град.	R_{bc}/R_c	K
Неармированный набрызг-бетон, класс В40	2200	25,0	1,5	30	0,15	30		
Армированный набрызг-бетон, класс В40, расход металлической фибры – 25 кг/м^3	2200	25,0	1,5	40	2,5	30	1,16	0,66
Армированный набрызг-бетон, класс В40, расход металлической фибры – 50 кг/м^3	2200	25,0	1,5	50	9,2	30		

* СП 63.13330.2018 «Бетонные и железобетонные конструкции».

DOI: 10.31897/PMI.2021.5.2

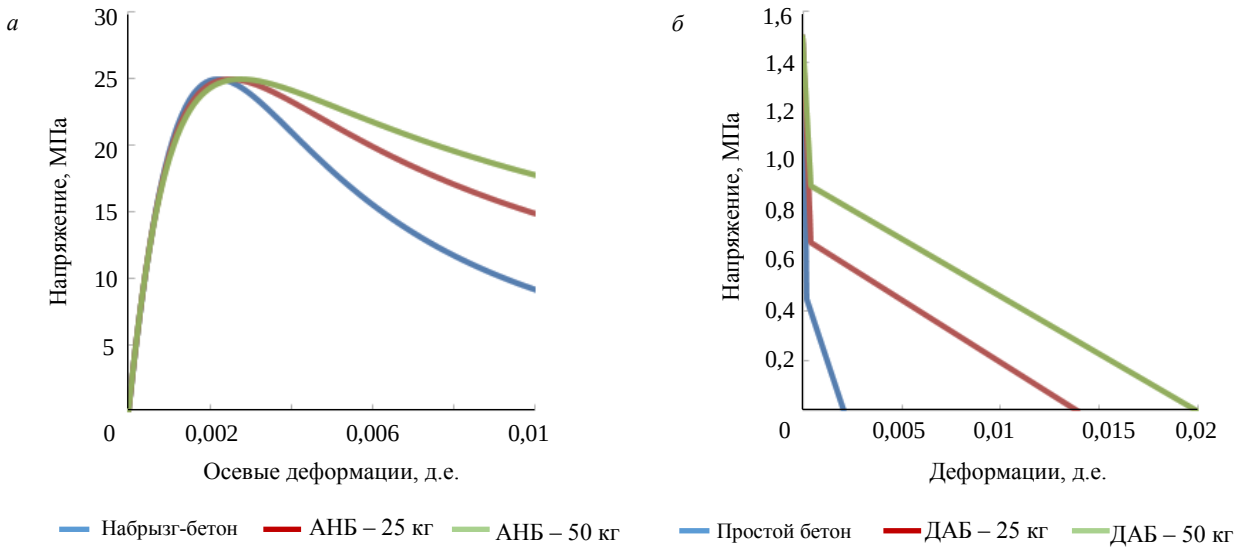


Рис.3. Диаграммы деформирования бетона в условиях одноосного сжатия (*а*) и растяжения (*б*)

Численное моделирование распространения сейсмических волн на первом этапе выполнено в плоскодеформационной постановке. Для типового эмульсионного ВВ приняты следующие константы модели JWL: ρ_0 = 1140, кг/м^3; A = 3,85e11, Па; B = 5,045e9, Па; R_1 = 5,487; R_2 = 1,171; ω = 0,24; c_d = 5573, м/с; E_0 = 3,26e6, Дж/м^3; p_b = 2,1e+010, Па; K_{pd} = 3,3e9, Па.

При построении модели первого этапа учтена фактическая схема расположения ВВ в сечении забоя горной выработки. Диаметр скважины принят равным 46 мм, длина скважины – 3 м. Разработанный паспорт БВР включает 43 скважины. Инициация ВВ осуществляется в несколько стадий замедления, при этом шаг замедления выбран таким, что сейсмические волны между разными стадиями замедления не накладываются друг на друга. При численном моделировании рассматривался вариант взрывания только контурных скважин, так как при принятой схеме инициации ВВ в действующем паспорте БВР они имеют наибольшую массу ВВ на одной ступени замедления и оказывают наибольшее воздействие на набрызг-бетонную крепь.

По результатам первого этапа на границе модели определялись скорости частиц породы, которые в дальнейшем переносились в качестве граничных условий распространения сейсмических волн для модели второго этапа. На основании построенной модели второго этапа выполнено численное моделирование распространения сейсмических волн в породном массиве и определено НДС набрызг-бетонной крепи. Прогноз НДС системы «крепь – породный массив» выполнен в плоскодеформационной постановке. Приняты конечные элементы типа CPE6M. Расстояние между участком инициации ВВ и центром выработки – 37,5 м; горная выработка арочной формы с размерами 4,8×4,65 м. В качестве крепи горной выработки принят набрызг-бетон [8], а его модели – упругопластическая модель CDP, характеристики которой сведены в табл.2. Расстояние от центра модели до границы расположения бесконечных элементов – 100 м. Нагрузка от сейсмического воздействия прикладывалась к внутренним границам модели (рис.4) в виде результирующих скоростей смещений частиц пород. Сейсмическая нагрузка прикладывалась многократно (10 циклов) каждые 0,05 с. При выполнении расчетов было показано, что данный период повторяемости нагрузки позволяет исключить значительное наложение сейсмических волн от циклов сейсмического нагружения в приконтурной области горной выработки, что важно для получения «чистого» численного эксперимента, при котором сейсмическая волна от каждого конкретного события оказывает отдельное влияние на НДС массива. Для исключения отражения волн от границ модели по ее периметру установлены «бесконечные элементы».

Размер конечно-элементной сетки, согласно условию (11), для Малеевского рудника при ожидаемой частоте колебаний породного массива, вызванного взрывом, 1000-1500 Гц не должен превышать 1,0 м. Однако с учетом фактической толщины набрызг-бетонной крепи, равной 0,15, и необходимости использования как минимум трех элементов по толщине набрызг-бетонной

крепи, размер конечных элементов на участке крепи принят равным 0,05 м; породный массив разбит на элементы с характерными размерами 0,05-0,25 м.

Сейсмическое воздействие задавалось в виде результирующей скорости на контуре радиусом 5 м, величина которой определялась на основании модели первого этапа. Полученную скорость удобно аппроксимировать зависимостью:

$$v(t) = \frac{v_{\max}}{2}\cos(2\pi f t) - \frac{v_{\max}}{2}. \qquad (20)$$

Для задания многократного сейсмического нагружения импульс рассчитывался по формуле (20), при этом величина замедления между импульсными воздействиями принималась равной 0,05 с. При данном замедлении наложение сейсмических волн не приводило к существенному росту напряжений в набрызг-бетонной крепи.

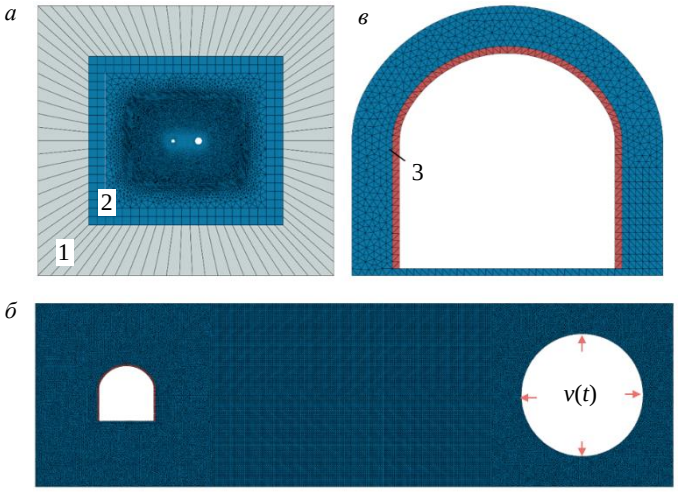


Рис.4. Конечно-элементная модель прогноза напряженного состояния набрызг-бетонной крепи: общий вид модели (*а*), фрагменты моделей участка распространения сейсмических волн (*б*), взаимодействия набрызг-бетона с породным массивом (*в*)

1 – зона расположения бесконечных элементов; 2 – породный массив; 3 – набрызг-бетонная крепь

Результаты численного моделирования. На основании выполненных расчетов установлена картина распространения сейсмических волн при взрывании контурных скважин. Результаты показаны в виде эпюр колебания частиц породы в характерный момент времени (рис.5). Исходя из представленных эпюр, на начальном этапе формируется несколько источников распространения сейсмических волн, которые по мере удаления от контура горной выработки соединяются в единую волну с определенной частотой колебания пород и скоростью перемещения частиц породного массива. Установлено, что на расстоянии 5 м от контура горной выработки завершается формирование единой сейсмической волны.

Минимальный размер зоны разрушенных пород взрывом, за пределами которого условно распространяются только упругие волны, можно определить по следующей формуле, приняв, что скорость перемещения частиц породы, при которой еще разрушается порода, равна 1 м/с:

$$R_{ppv} = 0{,}846\sqrt{Q}, \qquad (21)$$

где Q – масса одновременно взрываемого ВВ, кг.

Величины R_{ppv} для характерной массы одновременно взрываемого ВВ от 1 до 25 кг в одном источнике взрыва позволяют установить, что размер зоны разрушения пород от взрывного воздействия изменяется от 0,9 до 4,2 м соответственно. Анализ представленных данных показывает, что размер зоны разрушения пород увеличивается по мере увеличения массы одновременно взрываемого ВВ. Таким образом, граница зоны приложения скоростей перемещения частиц породы должна быть вынесена за пределы этих зон. При БВР по проведению горной выработки расстояние от контура выработки до зоны формирования единого фронта сейсмической волны находится за пределами зоны разрушения пород взрывом и может быть принято равным 5 м.

Скорость перемещения и перемещение частиц породы на рассматриваемом удалении от контура горной выработки представлены на рис.5. Максимальная скорость частиц породы достигает 0,6 м/с, а максимальные смещения пород – 0,6 мм. Полученная эпюра развития смещений породного массива использовалась для задания граничных условий в модели второго этапа.

Предложенный подход позволяет реализовать прогноз распространения сейсмических волн при произвольных параметрах сечения горной выработки и паспорта БВР, а также значительно уменьшить геометрическую размерность модели и повысить степень дискретизации расчетной области конечными элементами.

DOI: 10.31897/PMI.2021.5.2

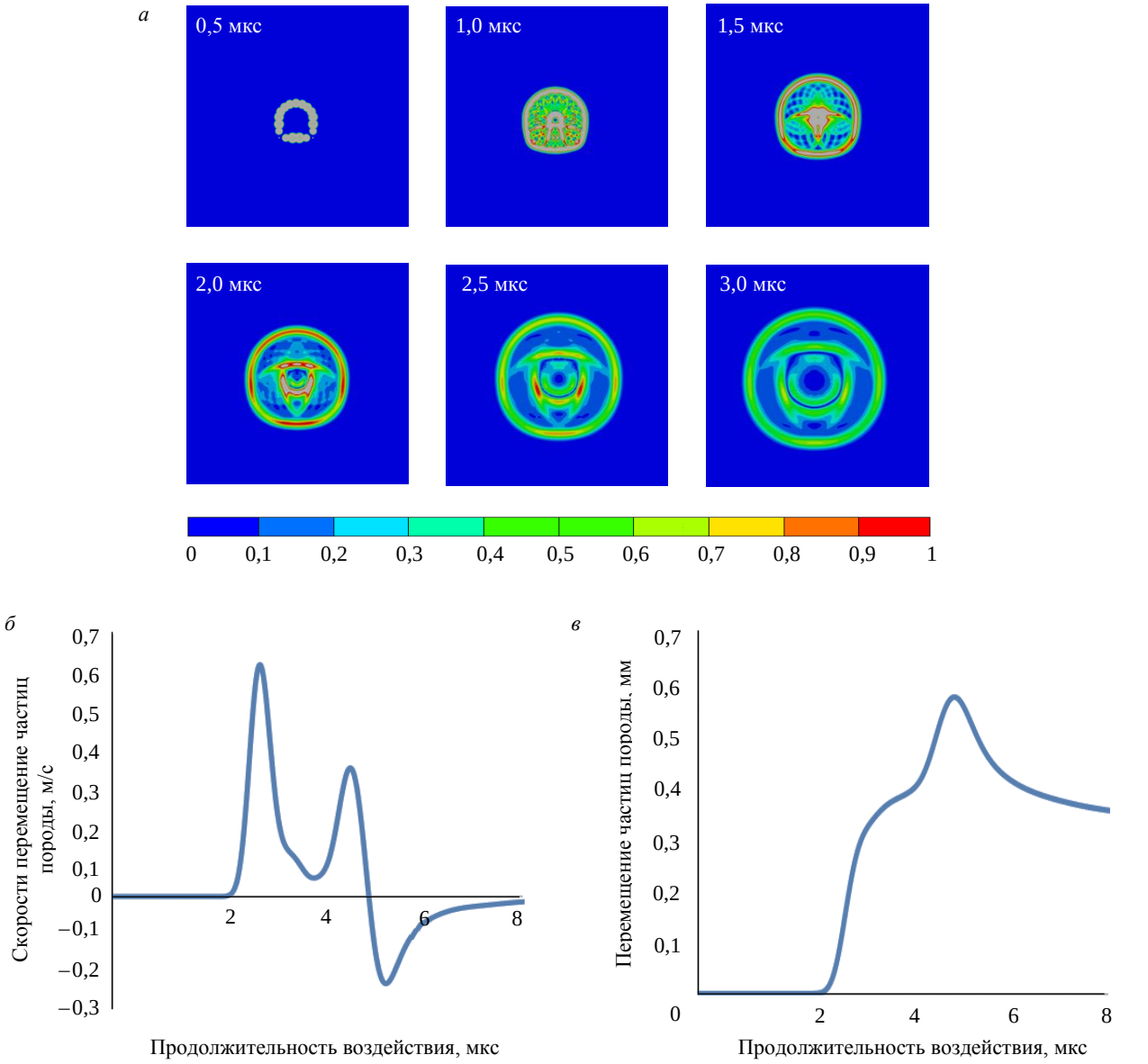


Рис.5. Развитие пиковых скоростей перемещения частиц пород по мере удаления от источника взрыва: картина скоростей перемещений частиц породы (*а*), диаграмма развития скорости перемещения частиц породы в характерной точке (*б*), перемещение частиц породы в характерной точке (*в*)

Модель второго этапа рассматривает распространение сейсмических волн до контура горной выработки [17]. На основании сравнения эмпирической зависимости предварительно установлено, что породный массив характеризуется коэффициентом демпфирования равным 5 %. Для определения фактических параметров уравнения Рэлея сопоставлены результаты численного моделирования с результатами инструментальных замеров изменения скоростей смещений частиц пород на контуре горной выработки. Приняв, что коэффициент демпфирования изменяется от 2 до 5 %, и, выполнив расчет прогноза сейсмических волн для участка проведения инструментальных измерений, получим изменение скоростей перемещения частиц породы от 0,07 до 0,25 м/с. Пиковая скорость смещения частиц породы по данным инструментальных замеров равна 0,067 м/с, что соответствует прогнозному значению при коэффициенте демпфирования 5 %. Таким образом, предварительно выбранное значение коэффициента демпфирования подтверждено на основании сравнения с инструментальными замерами. Результаты расчета напряженного состояния набрызг-бетонной крепи представлены в виде зависимостей изменения главных минимальных напряжений на каждом цикле сейсмического воздействия (рис.6).

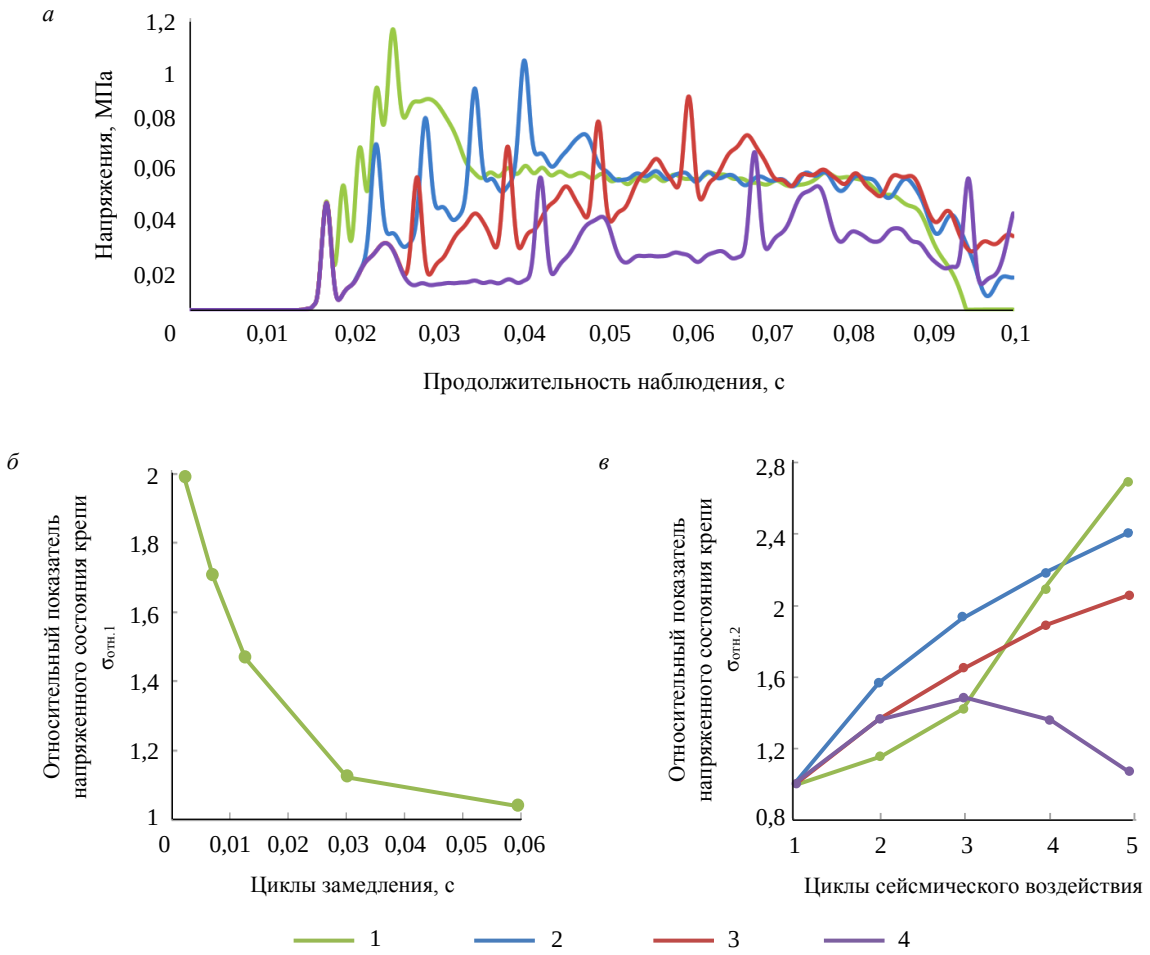


Рис.6. Формирование напряженного состояния набрызг-бетонной крепи при многократном сейсмическом воздействии: развитие напряжения в набрызг-бетонной крепи во времени (*а*), закономерности изменения величины напряжений в крепи на конечном этапе сейсмического воздействия (*б*), закономерности изменения величины напряжений в крепи от замедления между циклами сейсмического воздействия (*в*)
1 – 0,001 с; 2 – 0,005 с; 3 – 0,01 с; 4 – 0,025 с

При выполнении расчетов принято, что v_{max} в области приложения граничного условия $v(t)$ равно 1 м/с. Для оценки влияния замедления между циклами сейсмического воздействия приняты стадии, равные 0,001, 0,005, 0,01 и 0,025 с. Исходя из представленных данных, напряжения в набрызг-бетонной крепи значительно увеличиваются при сейсмическом воздействии. При многократном нагружении напряжения продолжают возрастать и тем они выше, чем меньше продолжительность стадии замедления между взрывами. Для анализа полученных данных введем два показателя – $\sigma_{отн.1}$ и $\sigma_{отн.2}$.

Первый показатель $\sigma_{отн.1}$ характеризует во сколько раз увеличиваются напряжения после пяти циклов сейсмического воздействия от взрывных работ, отнесенные к величине напряжения в набрызг-бетонной крепи при стадии замедления 0,05 с, которую можно условно принять за граничное значение замедления, при котором наложение сейсмических волн не приводит к дополнительному росту напряжений в набрызг-бетонной крепи.

Второй показатель $\sigma_{отн.2}$ характеризует во сколько раз увеличиваются напряжения в набрызг-бетонной крепи при конкретной стадии замедления относительно значения напряжения при данной стадии замедления, полученного на первом цикле приложения сейсмической нагрузки.

Представив полученные данные в графическом виде (рис.6, *а*), отметим, что напряженное состояние набрызг-бетонной крепи при многократном приложении сейсмической нагрузки в значительной степени зависит от продолжительности стадии замедления. Так, при замедлении между взрывами равном 0,001 с напряжения увеличиваются в два раза, при 0,005 с – в 1,7 раза, а при

DOI: 10.31897/PMI.2021.5.2

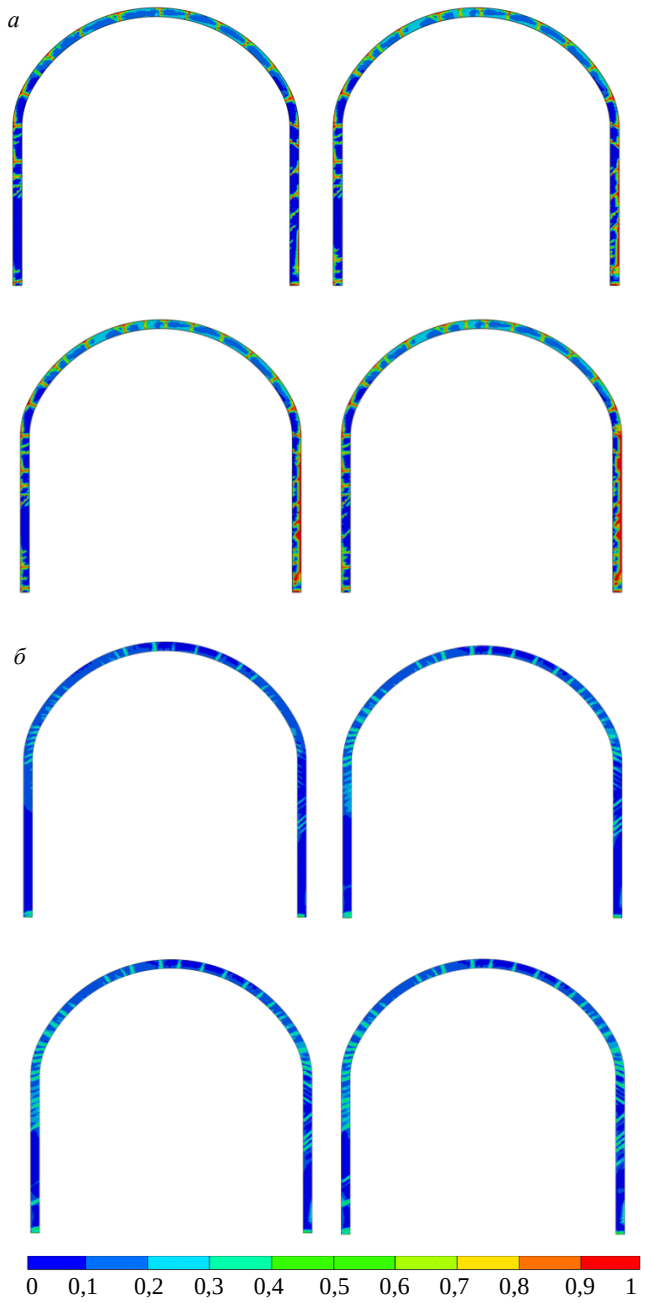


Рис.7. Показатели повреждения набрызг-бетонной крепи: неармированный (*а*) и дисперсно-армированный набрызг-бетоны (*б*)

0,01 с – в 1,45 раза. Рост напряжений при многократном нагружении между циклами сейсмического воздействия носит нелинейный характер (рис.6, *а*), при этом характер изменения значения коэффициента $\sigma_{отн.2}$ зависит от продолжительности стадии замедления. При величинах замедления от 0,001 до 0,01 с наблюдается увеличение напряженного состояния от цикла к циклу сейсмического воздействия, в то время как при значении замедления 0,025 с на первых циклах сейсмического воздействия наблюдается рост напряжений, а в дальнейшем происходит падение, что выражается в снижении коэффициента $\sigma_{отн.2}$. Таким образом, необходимо рассматривать весь диапазон сейсмического нагружения крепи, а не ограничиваться конечной стадией, так как величина максимальных напряжений в крепи не всегда приурочена к конечной стадии.

Развитие напряжений в набрызг-бетонной крепи в упругой стадии позволяет сформировать представление о влиянии многократного сейсмического воздействия на крепь. Из-за такой схемы идеализации крепи нельзя оценить накопление повреждений и учесть перераспределение напряжений в крепи в результате изменения ее механического состояния [3, 7]. Прогноз повреждений набрызг-бетонной крепи, при ее рассмотрении как упругопластической среды с накоплением повреждений, представлен в виде эпюр, показатель которых изменяется от 0 до 1 (рис.7). После первого цикла сейсмического воздействия зоны повреждения активно распространяются по периметру крепи, формируя набор радиальных трещин. Последующие стадии сейсмического воздействия продолжают негативно влиять на степень повреждения неармированной набрызг-бетонной крепи, но основной рост зон повреждения приурочен к участку со стороны распространения сейсмической волны. Другой характер повреждения дисперсно-армированной набрызг-бетонной крепи [24] можно наблюдать по полученным результатам. Многократное сейсмическое воздействие также равномерно по периметру крепи увеличивает степень ее повреждения, которая у неармированной и дисперсно-армированной крепи значительно отличается [19]. Так, неармированный набрызг-бетон после первого цикла сейсмического воздействия получает прорастание трещин, и последующие циклы значительно усиливают данный эффект, формируя зоны с показателем повреждения близким к единице. При рассмотрении крепи, выполненной из дисперсно-армированного набрызг-бетона, видно, что степень ее повреждения редко выходит за пределы 0,3-0,4, а многократное нагружение не оказывает серьезного влияния на изменение этого показателя, увеличивается только зона повреждения крепи.

Расположение источника сейсмического воздействия относительно горной выработки значительно изменяет характер повреждения. При расположении источника сейсмического воздействия

над сводом горной выработки наблюдается формирование отдельных локальных зон повреждения набрызг-бетонной крепи, а не распространение их по всему периметру. Это связано с особенностями характера деформирования крепи при прохождении сейсмических волн.

Заключение. Рассмотрены воздействия взрывных работ на набрызг-бетонную крепь горной выработки. Результаты натурных наблюдений за выработками Малеевского и других рудников показали, что у выработок, расположенных в зоне влияния массовых взрывов и закрепленных неармированным набрызг-бетоном, могут быть серьезные проблемы с обеспечением их устойчивости.

На основании выполненных исследований предложена методика оценки многократного взрывного воздействия на НДС набрызг-бетонной крепи горной выработки. Методика включает в себя два этапа расчетов и основана на выполнении прогноза НДС крепи с учетом накопления повреждений. Установлено, что многократное сейсмическое воздействие существенно влияет на напряженное состояние крепи и степень ее повреждения, при этом чем меньше цикл замедления, тем интенсивнее это воздействие. Скорость накопления повреждений в дисперсно-армированной набрызг-бетонной крепи меньше, чем в неармированной набрызг-бетонной. Даже после пяти воздействий несущая способность дисперсно-армированной набрызг-бетонной крепи сохраняется на достаточном уровне, чтобы обеспечивать устойчивость выработки, в то время как набрызг-бетонная крепь может потерять свою несущую способность уже после 1-2 циклов сейсмического нагружения. Определено, что при расчете дисперсно-армированной набрызг-бетонной крепи горной выработки на динамическое воздействие, расположенной в зоне влияния взрывных работ, в первом приближении прочность набрызг-бетона допустимо принимать на 30 % меньше от ее пикового значения.

Установлено, что положение источника взрыва относительно горной выработки и ее форма также оказывают существенное влияние как на интенсивность повреждения набрызг-бетонной крепи, так и на качественное распределение этих зон по периметру крепи.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Виноградов Ю.И.* Особенности сейсмического мониторинга при ведении взрывных работ вблизи действующего газопровода / Ю.И.Виноградов, С.В.Хохлов, С.Т.Соколов // Известия Тульского государственного университета. 2019. № 1. С. 296-305.

2. Влияние взрывных работ разреза «Заречный» на капитальные горные выработки шахты «Талдинская-Западная-2» / М.Г.Менжулин, П.И.Афанасьев, Г.И.Коршунов, А.С.Щипачев // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2015. № S7. С. 591-596.

3. *Голдобина Л.О.* Исследование свойств фибробетона при различных условиях набора прочности / Л.О.Голдобина, В.Ю.Синегубов // COLLOQUIUM-JOURNAL. 2019. № 13-3 (37). С. 24-30.

4. *Господариков А.П.* Математическое моделирование воздействия сейсмовзрывных волн на горный массив, включающий выработку / А.П.Господариков, Я.Н.Выходцев, М.А.Зацепин // Записки Горного института. 2017. Т. 226. С. 405-411. DOI: 10.25515/PMI.2017.4.405

5. *Господариков А.П.* Математическое моделирование нелинейных краевых задач геомеханики / А.П.Господариков, М.А.Зацепин // Горный журнал. 2019. № 12. С. 16-20. DOI: 10.17580/gzh.2019.12.03

6. Закономерности деформирования выработок при динамических формах проявлений горного давлениям / В.Л.Трушко, А.Г.Протосеня, Ю.Н.Огородников, О.В. Колосова // Записки Горного института. 2001. Т. 149. С. 185-187.

7. *Морозов В.И.* Эффективность применения фибробетона в конструкциях при динамических воздействиях / В.И.Морозов, Ю.В.Пухаренко // Вестник МСГУ. 2014. Т. 9. № 3. С. 189-196. DOI: 10.22227/1997-0935.2014.3.189-196

8. Перспективные способы крепления горных выработок на подземных рудниках / А.А.Зубков, В.В.Латкин, С.С.Неугомонов, П.В.Волков // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2014. № S1-1. С. 106-117.

9. Проблемы обеспечения сейсмической безопасности при строительстве транспортных тоннелей / А.Н.Холодилов, С.Г.Гендлер, Е.Ю.Виноградова, А.С.Шиляев // Записки Горного института. 2007. Т. 171. С. 229-232.

10. *Эквист Б.В.* Повышение безопасности короткозамедленного взрывания // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2017. № 5. С. 389-394.

11. *Эквист Б.В.* Повышение безопасности сейсмического проявления короткозамедленного взрывания на горных предприятиях / Б.В.Эквист, М.Г.Горбонос // Горный журнал. 2016. № 10. С. 34-36. DOI: 10.17580/gzh.2016.10.06

12. Analysis of quarry-blast-induced ground vibrations to mitigate their adverse effects on nearby structures / O.Erten, G.Konak, M.S.Kizil et al. // International Journal of Mining and Mineral Engineering. 2009. Vol. 1. Iss. 4. P. 313-326. DOI: 10.1504/IJMME.2009.029317

13. Analysis of seismic waves generated by blasting operations and their response on buildings / S.Ziaran, S.Musil, M.Cekan, O.Chlebo // International Journal of Environmental, Chemical, Ecological, Geological and Geophysical Engineering. 2013. Vol. 7. № 11. P. 769-774.

14. An Energy-Based Safety Evaluation Index of Blast Vibration / Mingsheng Zhao, Dong Huang, Maosen Cao et al. // Shock and Vibration. 2015. Vol. 2015. № 698193. DOI: 10.1155/2015/698193

15. *Bernardo G.* Advancements in shotcrete technology / G.Bernardo, A.Guida, I.Mecca // 14th International Conference on Studies, Repairs and Maintenance of Heritage Architecture (STREMAH 2015), 13-15 July 2015, A Coruna, Spain. WIT Press, 2015. Vol. 153. P. 591-602. DOI: 10.2495/STR150491

16. *Borman P.* Seismic wave propagation and Earth models / P.Borman, E.R.Engdahl, R.Kind // German Research Center for Geosciences. 2012. P. 105. DOI: 10.2312/GFZ.NMSOP-2_ch2

17. CDPM2: a damage-plasticity approach to modelling the failure of concrete / P.Grassl, D.Xenos, U.Nyström et al. // International Journal of Solids and Structures. 2013. Vol. 50. Iss. 24. P. 3805-3816. DOI:10.1016/j.ijsolstr.2013.07.008

18. Development of a model for predicting the dynamic effect on the stability of rock excavation / M.A.Karasev, R.O.Sotnikov, V.U.Sinegubov et al. // International Conference «Complex equipment of quality control laboratories», 14-17 May 2019, Saint Petersburg, Russian Federation. Journal of Physics: Conference Series, 2019. Vol. 1384. P. 1230-1236. DOI: 10.1088/1742-6596/1384/1/012051

19. Failure behavior modeling of slender reinforced concrete columns subjected to eccentric load / A.R.Eduardo, O.L.Manzoli, A.G.Bitencourt Jr et al. // Latin American Journal of Solids and Structures. 2015. Vol. 12 (3). P. 520-541. DOI: 10.1590/1679-78251224

20. *Heravi A.A.* Effect of strain rate and fiber type on tensile behavior of high-strength strain-hardening cement-based composites (HS-SHCC) / A.A.Heravi, O.M.Smirnova, V.S.Mechtcherine // International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites (SHCC 2017): Strain-Hardening Cement-Based Composites, 18-20 September 2018, Dresden, Germany. Springer, 2018. Vol. 15. P. 266-274. DOI: 10.1007/978-94-024-1194-2_31

21. *Hoek E.* Quantification of the Geological Strength Index Chart / E.Hoek, T.G.Carter, M.S.Diederichs // 47th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium, 23-26 June 2013, San Francisco, USA. OnePetro, 2013. P. 9.

22. Hybrid precast tunnel segments in fiber reinforced concrete with glass fiber reinforced bars / A.Meda, Z.Rinaldi, S.Spagnuolo, B.Rivaz // Tunnelling and Underground Space Technology. 2019. Vol. 86. P. 100-112. DOI:10.1016/j.tust.2019.01.016

23. *Johnson G.R.* An improved computational constitutive model for brittle materials / G.R.Johnson, T.J. Holmquist // AIP Conference Proceedings. 2008. Vol. 309. Iss. 1. DOI: 10.1063/1.46199

24. *Khaled M.* Experimental techniques to reduce blasting vibration level, Tourah, Cairo, Egypt / M.Khaled, K.Abdel Rahman, A.Abo Makarem // Proceedings of the 33rd Annual Conference of Explosive and Blasting Technique, 28-31 January 2007, Nashville, USA. ISEE, 2007. Vol. 1. P. 136-152. URL: http://www.ascom.com.eg/files/ISEE.pdf (дата обращения 14.06.2021)

25. *Krätzig W.B.* An elasto-plastic damage model for reinforced concrete with minimum number of material parameters / W.B.Krätzig, R.Pölling // Computers & Structures. 2004. Vol. 82. Iss. 15-16. P. 1201-1215. DOI: 10.1016/j.compstruc.2004.03.002

26. *Liu H.* Dynamic analysis of subway structures under blast loading // Geotechnical and Geological Engineer. 2009. Vol. 27. P. 699-711. DOI: 10.1007/s10706-009-9269-9

27. Simplified Damage Plasticity Model for Concrete / M.H.Esfahani, F.Hejazi, R.Vaghei et al. // Structural Engineering International. 2017. Vol. 27. Iss. 1. P. 68-78. DOI: 10.2749/101686616X1081

28. *Smirnova O.M.* Influence of polyolefin fibers on the strength and deformability properties of road pavement concrete / O.M.Smirnova, A.M.Kharitonov, Y.A.Belentsov // Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition). 2019. Vol. 6. № 4. P. 407-417. DOI: 10.1016/j.jtte.2017.12.004

29. *Smirnova O.M.* Strength and Deformability Properties of Polyolefin Macrofibers Reinforced Concrete / O.M.Smirnova, A.A.Shubin, I.V.Potseshkovskaya // International Journal of Applied Engineering Research. 2017. Vol. 12. № 20. P. 9397-9404.

30. *Tulin P.K.* Research of the Effect of the Concrete Reinforcement Structure on the Stress-Strain State of Structures / P.K.Tulin, A.A.Shubin, I.V.Potseshkovskaya // International Journal of Applied Engineering Research. 2017. Vol. 8. № 12. P. 1742-1751.

31. *Yan Bo.* Subsection forward modeling method of blasting stress wave underground / Bo Yan, Xinwu Zeng, Yuan Li // Mathematical problems in engineering. 2015. Vol. 2015. № 678468. DOI: 10.1155/2015/678468

32. *Yang Tao.* Concrete damage plasticity model for modeling FRP-to-concrete bond behavior / Yang Tao, Jianfey Chen // Journal of Composites for Construction. 2015. Vol. 19. Iss. 1. DOI: 10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000482

33. 3D nonlinear blast model analysis for underground structures / S.Choi, J.Wang, G.Mufakh, E.Dwyre // GeoCongress, 26 February – 1 March 2006, Atlanta, USA. American Society of Civil Engineers, 2006. P. 1-6. DOI: 10.1061/40803(187)206

Авторы: **М.А.Карасев,** *д-р техн. наук, доцент, https://orcid.org/0000-0001-8939-0807* (*Санкт-Петербургский горный университет, Санкт-Петербург, Россия*), **Р.О.Сотников,** *аспирант, s175022@stud.spmi.ru, https://orcid.org/0000-0002-7254-6534* (*Санкт-Петербургский горный университет, Санкт-Петербург, Россия*).

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Статья принята к публикации 18.10.2021.
Выход в свет 16.12.2021.