# **РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК** СИБИРСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ

2023

Nº 1

УДК 622.023; 532.546; 550.34.01

## ОЦЕНКА ИЗМЕНЕНИЯ ПРОНИЦАЕМОСТИ МАССИВА ГОРНЫХ ПОРОД В ОКРЕСТНОСТИ ПОДЗЕМНОГО ВЗРЫВА ПО ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМ ДАННЫМ И РЕЗУЛЬТАТАМ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

## А. М. Будков, Г. Г. Кочарян, С. Б. Кишкина

Институт динамики геосфер им. акад. М. А. Садовского РАН, E-mail: SvetlanK@gmail.ru, Ленинский проспект, 38, корп. 1, 119334, г. Москва, Россия

Представлено численное моделирование процесса дробления массива горных пород зарядами взрывчатых веществ в двумерных плоской и осесимметричной постановках с помощью вычислительного комплекса, разработанного на основе лагранжева численного метода "Тензор". Результаты сопоставлены с уникальными данными прямых измерений проницаемости массива в ближней зоне подземного ядерного взрыва "Днепр-1", проведенного в 1972 г. в Хибинах. Показано, что поствзрывную проницаемость массива скальных пород с приемлемой точностью можно оценить на основе расчета интенсивности деформации сдвига. В качестве примера рассмотрены результаты расчета изменения проницаемости вблизи заряда сложной конфигурации.

Проницаемость массива, взрывное воздействие, деформация сдвига, дробление горных пород, численное моделирование

DOI: 10.15372/FTPRPI20230102

Возможность использования подземных взрывов для увеличения проницаемости подземного пространства рассматривается при решении многих научных и промышленных задач, в частности при разработке месторождений сланцевой нефти или интенсификации ее притока на обычных месторождениях, при разработке геотермальных ресурсов, месторождений твердых полезных ископаемых, угля и т. д. [1-7]. В настоящее время активно изучается возможность применения динамических нагрузок для увеличения проницаемости коллекторов углеводородов, расположенных на больших глубинах. Поскольку использование взрывов большого масштаба, например ядерных, по понятным причинам исключено, предлагаются схемы с закачкой жидких или многокомпонентных взрывчатых веществ (ВВ) в скважины или с протяженными трещинами (трещины гидроразрыва) на требуемом горизонте [6, 7].

Значительную трудность представляет прогноз степени нарушенности области массива, подвергшегося воздействию взрыва, и особенно оценка степени изменения фильтрационных характеристик породы в этих зонах. Развиваемые методы и подходы к расчету топологии и геометрии

Разработка методики исследования изменения проницаемости массива горных пород при динамических нагрузках проводилась при финансовой поддержке РНФ (проект № 22-17-00204). Исследование процесса разрушения породы зарядами сложной конфигурации осуществлялось в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования РФ № 122032900178-7.

трещин, созданных взрывом, а также их проницаемости основываются, как правило, на результатах лабораторных опытов и не в состоянии учесть многие важные факторы, такие как неоднородность массива горных пород, сложная конфигурация заряда, литостатическое давление.

Эффективность разрушения породы при взрывах на больших глубинах довольна низка изза больших литостатических напряжений. Известно, что на некоторых месторождениях удельный расход ВВ на дробление породы возрастает пропорционально квадрату глубины горизонта выработки. Эффективность подобных технологических операций может быть увеличена путем использования специальных схем подрыва, учитывающих особенности расположения естественных и техногенных структурных неоднородностей, а также применением групповых и повторных взрывов. Поскольку экспериментально исследовать эффективность сложных схем подрыва на больших глубинах крайне сложно, наиболее целесообразным методом является численный эксперимент. Одна из центральных проблем здесь — верификация методов расчета.

В настоящей работе вычислительный комплекс, разработанный для моделирования механического действия мощных подземных взрывов, используется для 2D численного расчета действия взрыва камуфлетного заряда с учетом литостатического давления. Для того чтобы оценить относительное изменение проницаемости массива, приведены результаты прямых измерений проницаемости массива в ближней зоне подземного ядерного взрыва "Днепр-1", проведенного в 1972 г. в Хибинах [2, 3].

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ, ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Расчеты проводились в двумерных плоской и осесимметричной постановках с помощью вычислительного комплекса [8], разработанного на основе лагранжева численного метода "Тензор" [9]. Для математического моделирования процессов, сопровождающих воздействие взрыва на массив горных пород, лагранжев подход к описанию движения среды используется наиболее часто. Преимущества такого подхода особенно ясно проявляются при решении задач с контактными границами (взрыв вблизи поверхности грунта, учет неоднородностей строения массива и т. д.), а также при использовании сложных моделей деформирования горных пород, учитывающих предысторию процесса деформирования.

Уравнения, описывающие поведение массива в осесимметричном случае, имеют вид:

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \operatorname{div} \mathbf{u} = 0, \quad u_r = \frac{dr}{dt}, \quad u_z = \frac{dz}{dt}, \\
\rho \frac{du_r}{dt} - \frac{\partial s_{rr}}{\partial r} - \frac{\partial s_{rz}}{\partial z} - \frac{2s_{rr} + s_{zz}}{r} + \frac{\partial P}{\partial r} = 0, \\
\rho \frac{du_z}{dt} - \frac{\partial s_{zz}}{\partial z} - \frac{\partial s_{rz}}{\partial r} - \frac{s_{rz}}{r} + \frac{\partial P}{\partial z} = g, \\
\rho \frac{d\varepsilon}{dt} - s_{rr} e'_{rr} - s_{zz} e'_{zz} - s_{\Theta\Theta} e'_{\Theta\Theta} - 2s_{rz} e'_{rz} - \frac{P}{\rho} \frac{d\rho}{dt} = 0,$$
(1)

где *t* — время; *r*, *z*,  $\theta$  — цилиндрические координаты (*z* — ось симметрии);  $\rho$  — плотность;  $u_r$ ,  $u_z$  — компоненты вектора скорости **u**; *g* — ускорение свободного падения; *P* — давление;  $s_{ij}$  — девиатор тензора напряжений;  $e'_{ij}$  — девиатор тензора скоростей деформаций;  $\varepsilon$  — удельная внутренняя энергия; d/dt — лагранжева производная по времени:  $df/dt = \partial f/\partial t + (\mathbf{u}, \nabla) f$ .

Система уравнений (1) замыкается соотношениями, определяющими связь между напряжениями и деформациями горных пород. Конкретный вид этих соотношений зависит от используемых моделей деформирования сред и уравнений состояния продуктов взрыва. Под моделью деформирования горных пород в области упругопластических нагрузок понимается совокупность уравнения состояния и способа задания входящих в него опорных зависимостей и констант. При проведении расчетов для описания процесса деформирования и разрушения скальной породы использовалась обобщенная квазиупругопластическая (ОКУП) модель [10], которая учитывает релаксацию сдвиговых напряжений при разрушении, эффекты дилатансии в зоне сдвигового (сколового) разрушения и релаксационный механизм деформирования скальной породы за пределами этой зоны (квазиупругое деформирование).

Критерий сдвигового разрушения породы представляет собой обобщенное условие Мизеса:

$$\frac{s_{ij}s_{ij}}{2} = \frac{Y^2(P)}{3},$$
(2)

где  $S_{ij}$  — компоненты девиатора тензора напряжений.

Значение прочности Y(P) изменяется в соответствии с уравнением

$$\frac{dY}{dt} = \psi[Y, Y_1(P), Y_2(P)], \quad Y|_{t < t_s} = Y_1(P), \quad Y|_{t \ge t_s + t^*} = Y_2(P).$$

В последнем выражении  $\psi$  — функция релаксации с кривой  $Y_1(P)$  на кривую  $Y_2(P)$ ,  $t_s$  — момент начала разрушения среды,  $t^*$  — характерное время разрушения,

$$Y_{1}(P) = Y_{01} + \frac{\mu_{1}P}{1 + \mu_{1}P / (Y_{PL} - Y_{01})},$$

$$Y_{2}(P) = \begin{cases} Y_{02} + \mu_{2}P & \text{при } P < P_{B}, \\ Y_{1}(P) & \text{при } P > P_{B}. \end{cases}$$
(3)

Здесь  $Y_1(P)$  — предел прочности исходного массива;  $Y_2(P)$  — предел текучести разрушенного массива;  $Y_{0i}, Y_{PL}$  — играют роль сцепления и предельного значения сдвиговой прочности;  $\mu_i$  — коэффициенты трения;  $P_B$  — параметр;  $\mu_2 = (Y_1(P_B) - Y_{02})/P_B$ .

Сдвиговое деформирование определяется соотношениями, которые являются композицией закона Гука и закона пластического течения Прандтля – Рейсса:

$$\frac{ds_{ij}}{dt} - s_{ik}w_{jk} - s_{jk}w_{ik} + \lambda s_{ij} = 2Ge'_{ij}, 
\lambda = \frac{GQ}{\tau_2} - \frac{1}{2\tau_2}\frac{d\tau_2}{dt}, \quad Q = s_{ij}e'_{ij}, \quad \tau_2 = \frac{1}{2}s_{ij}s_{ij},$$
(4)

где  $w_{ij}$  — компоненты тензора вращения;  $e'_{ij}$  — компоненты тензора скоростей деформаций; G — модуль сдвига; функционал  $\lambda \ge 0$ ,  $\lambda \equiv 0$  при  $\tau_2 < Y^2(P)/3$ .

Кривые прочности и траектории сдвигового деформирования показаны на рис. 1*а*. Объемная деформация находится из соотношения

$$\frac{dP}{dt} = K \left( e'_{kk} + \frac{2}{3} \Lambda \lambda Y(P) \right), \tag{5}$$

K — объемный модуль;  $e'_{kk}$  — первый инвариант тензора скоростей деформаций;  $\Lambda$  — коэффициент релаксации.



Рис. 1. Опорные кривые и траектории нагружения и разгрузки для скальной породы (ОКУП-модель) на плоскости Y, P(a) и на плоскости P,  $\varepsilon$  ( $\delta$ ): 0q — участок квазиупругого деформирования, qq' — потеря прочности, q'c — упругая разгрузка, cm — пластическое течение с разрыхлением; AN — гидростата нагружения раздробленных пород

Для описания объемного деформирования среды на плоскости  $\{P - \varepsilon\}$ , где  $\varepsilon = 1 - \rho_0 / \rho$  — объемная деформация, задаются диаграммы динамического и статического сжатия:

$$P_{d}(\varepsilon) = \frac{K_{d}^{\circ}}{n} \Big[ (1-\varepsilon)^{-n} - 1 \Big],$$

$$P_{st}(\varepsilon) = \frac{K_{st}^{\circ}}{n} \Big[ (1-\varepsilon)^{-n} - 1 \Big]$$
(6)

и кривая предельного разрыхления  $P_L(\varepsilon)$  строится таким образом, чтобы выполнялись условия

$$\frac{dP_L}{d\varepsilon}\Big|_{P=0} = K_{00}, \quad P_L(\varepsilon_{00}) = 0,$$
$$\frac{dP_L}{d\varepsilon}\Big|_{P=P_*} = K_*, \quad P_L(\varepsilon_*) = P_*.$$

Опорные кривые объемного деформирования показаны на рис. 16.

В области дилатансии, ограниченной кривыми статического сжатия и предельного разрыхления, нагружение (dP > 0) частично разрыхленных пород из некоторого состояния  $N(P_N, \varepsilon_N)$ при  $P < P_*$  происходит с модулем нагрузки:

$$K_{N} = \frac{1-\varepsilon}{\frac{d\varepsilon}{dP}} = (1-\varepsilon) \frac{K_{st}(P_{N})K_{L}(P_{N})}{K_{st}(P_{N})\eta + K_{L}(P_{N})(1-\eta)},$$
(7)

который определяется интерполяцией между модулями на кривой статического сжатия  $K_{st}(P_N)$  и на кривой предельного разрыхления  $K_L(P_N)$ . Здесь

$$\eta = \frac{\varepsilon_{st}(P_N) - \varepsilon_N}{\varepsilon_{st}(P_N) - \varepsilon_L(P_N)}$$

Разгрузка (dP < 0) в дилатансионной области происходит с модулем, равным модулю статической диаграммы исходного грунта при данном давлении:

$$K_R = (1 - \mathcal{E}) K_{st}(P_N) \,. \tag{8}$$

В (7), (8) учтено соотношение  $e'_{kk}dt = d\varepsilon/(1-\varepsilon)$  для приращений объемной деформации.

15

Коэффициент дилатансии  $\Lambda$  — функция местоположения точки  $N(P_N, \varepsilon_N)$  в дилатансионной области и находится по зависимости

$$\Lambda(P,\varepsilon) = \Lambda(P) \frac{\varepsilon_N - \varepsilon_L(P_N)}{\varepsilon_{st}(P_N) - \varepsilon_L(P_N)},$$
(9)

где

$$\Lambda(P) = \begin{cases} \Lambda_0 & \text{при } P_N \le \frac{1}{2} P_*, \\ 2\Lambda_0 \left( 1 - \frac{P_N}{P_*} \right) & \text{при } \frac{1}{2} P_* < P_N \le P_*, \end{cases}$$
(10)

 $\Lambda_0$  — константа.

Существенной составной частью обобщенной квазиупругопластической модели являются соотношения, позволяющие описать диссипативные процессы в скальной породе при неразрушающей нагрузке, при которой не происходит значительной пластической деформации. Уравнения квазиупругой модели на основе результатов работы [10] могут быть записаны в следующем виде:

$$\frac{d\varepsilon_{ij}}{dt} - \frac{1}{2G_d} \frac{ds_{ij}}{dt} = \mu_{0s} \frac{s_{ij} - s_{ij}^{st}}{2G_{st}} + |H_{ij}| \left(1 - \frac{1}{\phi_s}\right) \operatorname{sign}\left(s_{ij} - s_{ij}^{st}\right),$$

$$\frac{d\varepsilon}{dt} - \frac{1}{K_d} \frac{dP}{dt} = \mu_{0P} \frac{P - P_{st}}{K_{st}} + |H| \left(1 - \frac{1}{\phi}\right) \operatorname{sign}\left(P - P_{st}\right),$$

$$H_{ij} = \frac{\varepsilon_{ij}' - \varepsilon_{ij,0}'}{t - t_0 + \Delta t} \left[1 - \frac{s_{ij} - s_{ij,0}}{2(\varepsilon_{ij}' - \varepsilon_{ij,0}')G_{id}}\right],$$

$$H = \frac{\varepsilon - \varepsilon_0}{t - t_0 + \Delta t} \left[1 - \frac{P - P_0}{(\varepsilon - \varepsilon_0)K_{id}}\right],$$

$$\phi_s = \exp\left(\left|\frac{\sqrt{\tau_2 - \tau_{2,st}}}{E_{ss}}\right|^{\beta}\right), \quad \phi = \exp\left(\left|\frac{P - P_{st}}{E_{ss}}\right|^{\beta}\right).$$
(11)

Здесь  $G_{id}, G_d, G_{st}, K_{id}, K_d, K_{st}$  — "идеальные", динамические и статические модули сдвига и сжатия;  $\mu_{0P}, \mu_{0s}$  — коэффициенты стационарной вязкости;  $t_0$  — момент прихода возмущений в точку среды;  $\Delta t$  — характерное время релаксации. Параметр  $E_{ss}$  соответствует прочности грунта на разрыв. Нижним индексом "0" обозначено состояние частицы в момент времени  $t_0$ .

Использование в расчетах обобщенной квазиупругопластической модели позволяет получить согласующиеся с опытными данными амплитуды ускорения, скорости, напряжения и смещения грунта, а также размеры зоны разрушения сколом, размеры полости (глубину воронки выброса) и суммарный объем пустот. Для изучения откольных явлений, которые могут возникать на границах структурных нарушений, ОКУП-модель дополнена алгоритмом разрушения скальной породы отрывом.

Значительную трудность представляет оценка степени нарушенности породы в зонах разрушения и особенно прогнозирование степени изменения фильтрационных характеристик породы в этих зонах. Удобным для таких оценок параметром, по нашему мнению, является второй инвариант девиатора тензора деформаций:

$$J_2 = \frac{1}{6} [(e_1 - e_2)^2 + (e_1 - e_3)^2 + (e_2 - e_3)^2], \qquad (12)$$

где  $e_1, e_2, e_3$  — главные компоненты тензора деформаций.

Неотрицательная интенсивность деформации сдвига  $S = 2\sqrt{J_2}$  будет использоваться в дальнейшем в качестве параметра, характеризующего степень нарушенности массива. Возможное дилатансионное разуплотнение в первом приближении прямо пропорционально деформации сдвига [11]. Для небольших разуплотнений величина S и линейный коэффициент дилатансии позволяют оценивать степень разуплотнения. В случае одноосного растяжения величина S, пропорциональная разности главных деформаций, дает качественное представление о возможной степени раскрытия трещин отрыва.

Используемая в расчетах программа дополнена блоком, который позволяет анализировать динамику изменения величины *S* в различных точках массива, а также пространственное распределение максимальных значений этого параметра.

## РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

В первой серии расчетов рассматривалось механическое действие взрыва мощностью  $10^3$  т ТНТ на глубине 100 м в однородном скальном массиве со следующими основными характеристиками породы: плотность  $\rho_0 = 2.9 - 3.0$  г/см<sup>3</sup>, скорость продольных волн  $a_0 = 4090 - 5390$  м/с, коэффициент Пуассона v = 0.3. Параметры ОКУП-модели деформирования породы определялись на основе корреляционных зависимостей по заданным основным параметрам [10].

На рис. 2 представлены конфигурация зон разрушения скальной породы и пространственное распределение максимальных значений параметра S на момент окончания одного из вариантов расчета. Черным цветом на рис. 2a отмечены ячейки расчетной сетки, в которых в процессе нагружения сдвиговые напряжения превысили предел прочности породы на сдвиг, т. е. произошло сдвиговое разрушение скальной породы. Оттенками серого обозначены области разрушения породы отрывом. Сопоставление рис. 2a и  $\delta$  показывает, что пространственное распределение максимальных значений параметра S (интенсивности деформации сдвига) качественно соответствует картине разрушения скальной породы.



Рис. 2. Конфигурация зон разрушения скального массива при подземном взрыве (*a*) и пространственное распределение максимальных значений параметра *S* в момент времени t=30 мс (*б*),  $a_0=5390$  м/с

Распределения  $S_{max}(R)$  (R — расстояние до центра заряда) вдоль трех направлений: вниз ( $\varphi$ =0), горизонтально ( $\varphi$ =90°) и вверх ( $\varphi$ =180°) приведены для этого расчета на рис. Зa. Значения  $S_{max}$  берутся в секторе с углом раскрытия 10° и с вершиной в точке подрыва заряда. Это позволяет учесть разброс данных, связанный с влиянием дневной поверхности горного массива, особенно с анизотропией зон разрушения вблизи границы сдвигового разрушения и в области разрушения отрывом (рис. 2).



Рис. 3. Зависимость максимальных значений интенсивности деформации сдвига от расстояния до центра взрыва вдоль трех направлений: a — расчет для массива с  $a_0 = 5400$  м/с;  $\delta$  — расчет для условий проведения взрыва "Днепр"

Аналогичный расчет выполнен в постановке, приближенной к условиям проведения экспериментального подземного взрыва "Днепр-1" мощностью 2 кт [2, 12]. Эксперимент осуществлен в 1972 г. с целью проверки возможности создания перспективной технологии разработки рудных месторождений с применением ядерных взрывов. Взрывное устройство размещалось в северозападной части Хибинского горного массива горы Куэльпорр на глубине 150 м. Особенность эксперимента заключадлось в том, что рудный блок был оконтурен вертикальным и горизонтальным незаполненными щелевыми экранами [12]. Ограничения моделирования двумерного расчета позволяли учесть наличие только одного горизонтального экрана, расположенного на глубине 200 м. Упругие параметры массива соответствовали данным, приведенным в [2].

Полученное в этом расчете пространственное распределение максимальных значений параметра *S* показано на рис. 4. Видно, что отрезная щель, экранируя падающую волну, радикально сказывается на характеристиках зоны разрушения. На рис. 36 приведено распределение  $S_{max}(R)$  вдоль трех направлений — вниз, в направлении экрана ( $\varphi = 0 - 10^{\circ}$ ), горизонтально ( $\varphi = 85 - 95^{\circ}$ ) и вверх. За экраном интенсивность сдвиговых деформаций заметно снижается, а перед экраном наблюдается сильное влияние отраженной от экрана волны растяжения. В направлениях 90 и 180° закономерности изменения параметра *S* примерно одни и те же и характеризуются значительным разбросом значений *S* в зоне разрушения отрывом.

До и после эксперимента "Днепр-1" в окрестности эпицентральной зоны проводились прямые измерения фильтрационных характеристик массива [2, 3, 13, 14]. Фильтрационные измерения заключались в определении расхода воздуха, нагнетаемого в изолированные участки глубоких скважин под разным давлением. Измерение проницаемости массива горных пород осуществлялось по интервалам исследовательских скважин длиной 1-3 м в зависимости от значения коэффициента проницаемости и его градиента вдоль скважины (в отдельных случаях, когда требовалось установить более точное положение участков скважин, характеризующихся аномально высокими проницаемостями, интервал измерений уменьшался до 0.2 м).



Рис. 4. Пространственное распределение максимальных значений параметра S

Сопоставление результатов расчетов с экспериментальными данными представлено на рис. 5. Темными значками обозначены экспериментальные данные — отношения измеренных коэффициентов проницаемости после взрыва k и до взрыва  $k_0$ ; светлыми значками — результаты расчета для трех вариантов — камуфлетного взрыва в массиве с  $a_0 = 5390$  м/с (#1),  $a_0 = 4090$  м/с (#2) и взрыва в опыте "Днепр-1". Результаты расчета даны в виде зависимости параметра  $\chi S$  от приведенного расстояния до центра взрыва, где  $\chi$  — нормировочный коэффициент. При этом при расчетах #2 и "Днепр-1" принято  $\chi = 500$ , при расчете #1  $\chi = 750$ . Можно видеть, что экспериментальные данные неплохо коррелируют с результатами расчета параметра  $\chi S$ .



Рис. 5. Зависимость относительного изменения проницаемости массива от приведенного расстояния: 1 — расчет для подземного взрыва в массиве  $a_0 = 5390$  м/с; 2 — расчет для подземного взрыва в массиве  $a_0 = 4090$  м/с; 3 — расчет для эксперимента "Днепр-1"; 4 — результаты измерений в эксперименте "Днепр -1"; для зависимостей 1-3 показан каждый 100-й значок

Поствзрывная проницаемость массива обусловлена появлением новых трещин и раскрытием существующих. Степень изменения проницаемости образцов существенно ниже, чем изменение проницаемости массива [2, 15]. Таким образом, поствзрывную проницаемость массива скальных пород можно оценить с приемлемой точностью, используя результаты расчета интенсивности деформации сдвига *S*. На основе проведенного анализа запишем соотношение, связывающее интенсивность деформации сдвига *S* и относительное изменение коэффициента проницаемости  $\eta$  горного массива при взрывном воздействии  $\eta = \chi S$ , где  $\chi$  зависит от начальных характеристик скальной породы и для прочных скальных массивов ( $a_0 \sim 4000 - 5500$  м/с)  $\chi \sim 500 - 1000$ .

Это соотношение позволяет на основании расчетных данных оценить изменение проницаемости породы, в том числе при одиночных и групповых взрывах распределенных зарядов BB. На рис. 6 показаны полученные с помощью численного моделирования пространственные распределения относительного изменения коэффициента проницаемости горного массива при взрыве BB в одной вертикальной трещине и при синхронном взрыве BB в двух одинаковых вертикальных трещинах (расстояние между трещинами 14 м). В расчетах рассмотрены плоские трещины бесконечной длины, с размером по вертикали 4 м и толщиной 1 см. Плотность BB задавалась равной 0.5 г/см<sup>3</sup>. Расчеты проводилась для плосконапряженного состояния среды с вертикальной компонентой тензора напряжений  $\sigma_{zz} = -30$  МПа, что примерно соответствует уровню литостатических напряжений на глубине ~ 1.2 км.



Рис. 6. Пространственное распределение максимальных значений коэффициента относительного изменения проницаемости среды при синхронном взрыве ВВ в одной (*a*) и в двух одинаковых ( $\delta$ ) вертикальных трещинах. Координаты трещин (0, 0)–(0, 2) и (14, 0)–(14, 2)

Как видно из результатов расчета, синхронный взрыв двух плоских зарядов приводит к существенному увеличению проницаемости в обширной области между трещинами. При этом путями распространения флюида оказываются и образованные магистральные трещины, и области дробления материала.

#### выводы

Проведено численное моделирование процесса дробления слабопроницаемого массива горных пород зарядами BB. Сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными показало, что поствзрывную проницаемость массива скальных пород можно оценить с приемлемой точностью, используя результаты расчета интенсивности деформации сдвига. Предложено соотношение, связывающее интенсивность деформации сдвига и относительное изменение коэффициента проницаемости массива при взрывном воздействии. Разработанный метод позволяет выполнить приближенные оценки изменения проницаемости массива при воздействии зарядов сложной конфигурации с учетом напряженного состояния массива, а также провести расчеты изменения свойств массива в окрестности горных пород при землетрясении.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- 1. Васильев А. П., Дубасов Ю. В., Ильичев В. А., Касаткин В. В., Мясников К. В., Приходько Н. К., Солодилов Л. Н., Чернышев А. К. Ядерные взрывные технологии: эксперименты и промышленные применения. — Снежинск: РФЯЦ-ВНИИТФ, 2017. — 508 с.
- **2.** Адушкин В. В., Спивак А. А. Подземные взрывы. М.: Наука, 2007. 281 с.
- 3. Родионов В. Н., Сизов И. А., Цветков В. М. Основы геомеханики. М.: Недра, 1986.
- 4. Miller J. S. and Johansen R. T. Fracturing oil shale with explosives for in situ recovery, Bartlesville Energy Research Centre, Bartlesville, Okla. 74003. Advances in Chemistry, Am. Chemi. Soc., 1976, Washington, DC.
- 5. Hou X., Zhang X. and Guo B. Mathematical modeling of fluid flow to unconventional oil wells with radial fractures and its testing with field data, J. of Energy Resources Technol., 2019, Vol. 141, No. 7. P. 070702.
- 6. Austin C. F. and Leonard G. W. Chemical explosive stimulation of geothermal wells, Geothermal Energy Resources, Production and Stimulation, Stanford U, Press, Stanford, Calif 1973. P. 269–292.
- Venkatesh P. B., D'Entremont J. H., Meyer S. E., Bane S. P. M., Grubelish M. C., and King D. K. Bipropellant high energy stimulation for oil and gas applications, J. Pet. Sci. and Eng., 2019, Vol. 180. — P. 660-667.
- **8.** Механическое действие ядерного взрыва / В. Н. Архипов, В. А. Борисов, А. М. Будков и др. М.: Физматлит, 2002. 384 с.
- **9. Майнчен Дж., Сак Е.** Метод расчета "ТЕНЗОР" // Вычислительные методы в гидродинамике. М.: Мир, 1967. С. 185–211.
- **10.** Замышляев Б. В., Евтерев Л. С. Модели динамического деформирования и разрушения грунтовых сред. — М.: Наука, 1990. — 215 с.
- 11. Родионов В. Н., Адушкин В. В., Костюченко В. Н., Николаевский В. Н., Ромашов А. Н., Цветков В. М. Механический эффект подземного взрыва. — М.: Недра, 1971. — 224 с.
- **12.** Гущин В. В. Подземная разработка апатитовых месторождений: от минных до ядерных взрывов. Апатиты: КНЦ РАН, 2007. 196 с.
- 13. Rodionov V. N., Spivak A. A., and Tsvetkov V. M. Investigation of the filtration properties of a rock massif, Peaceful nuclear explosion, Vienna: AIRAPT, 1978. P. 397–406.
- 14. Спивак А. А., Свинцов И. С. Устройство для определения проницаемости массива горных пород // Взрывное дело № 83/40: Методики измерения и аппаратура для исследования действия взрыва. — М.: Недра, 1982. — С. 28–31.
- **15. Кочарян Г. Г., Спивак А. А.** Динамика деформирования блочных массивов горных пород. М.: ИКЦ "Академкнига", 2003. 423 с.

Поступила в редакцию 23/XI 2022 После доработки 10/XII 2022 Принята к публикации 19/I 2023