Записки Ленинградского горного института им.Г.В.Плеханова.
Т. 125. Л., 1991

УДК 622.235

ВОПРОСЫ МЕХАНИКИ ГИДРОРАЗРЫВА ГОРЯЧИХ СКАЛЬНЫХ ПОРОД

Ю.Д.Дядькин

Новая волна интереса к механике и технологии гидравлического разрыва породного массива вызвана результатами крупномасштабных экспериментов США, Великобритании, Японии и ряда других стран по созданию искусственных коллекторов в горячих скальных породах как основы технологии извлечения огромных ресурсов аккумулированной ими геотермальной энергии [6, I2,I3,I6,22]. Некоторые результаты этих работ (табл.I) не только подтверждают возможность образования таким способом весьма обширных теплообменных поверхностей и фильтрационных каналов в системах трещин протяженностью более I км. Значение этих экспериментов выходит далеко за пределы геотермальной технологии, ибо они иллюстрируют широкие перспективы гидроразрыва в горных работах различного назначения при освоении всей совокупности природных ресурсов недр. Это относится и к некоторым проблемам управления горным давлением, но прежде всего к развитию геотехнологических методов добычи. В частности, гидроразрыв является важным элементом разрабатываемых в Ленинградском горном институте вариантов геотермально-топливной технологии и выщелачивания золота в зоне многолетнемерзлых пород [6]. Летом I990 г. успешно проведен гидроразрыв на Загайпольском руднике при опробовании предложенной в институте новой технологии подземной выплавки серы (А.С.Максимов).

Следует отметить, что все эти результаты (табл.I) получены с применением серийного оборудования, применявшегося в сотнях тысяч гидроразрывов на нефтяных и газовых месторождениях. Правда, за два десятилетия развития этих работ в возглавляющей их Лос-Аламосской национальной лаборатории (ЛАНЛ) – одном из крупнейших научных центров США – в сотрудничестве с другими организациями создан необходимый комплекс термостойких материалов и измерительной аппаратуры, включая гироскопический инклинометр, трехмерный скважинный акустический телевизор и др. По мнению руководителей геотермальной программы ЛАНЛ, при наличии этих технических средств направленное бурение скважин и осуществление массированных гидроразрывов в горячих скальных породах проще и даже обходится дешевле, чем аналогичные работы в нефтегазоносных формациях [I5,24].

Известно, что гидроразрыв пласта впервые осуществлен фирмой "Амокс" в США в I948 г. и в послевоенные годы получил широкое распространение во

Таблица 1

Результаты некоторых геотермальных разрывов

Участок, район, страна	Тип пород	Год	Условия рабочего горизонта		Параметры насосного агрегата		Тип разрушения, размеры зоны гидроразрыва (м)
			Глубина, м	Температура, °С	Давление, МПа	Расход, м³/с	
Фентон Хилл, Нью Мексико, США	Гранодиорит	1977	2758	185	12,3	0,02	Вертикальная трещина, 140
		1983	3463	320	До 55	До 0,111	Зона сдвигов (55°), 1050 х 800 х 150
Розменауз, Корнуолл, Великобритания	Гранит	1983	2400	85	До 17,0	До 0,198	Система вертикальных трещин, 1500
		1986	2800	100	До 13,0	До 0,26	Вертикальная зона сдвигов, 2500 х 1000 х 350
Хиджиори, Япония	Гранодиорит	1985	1802	253	15,6	До 0,1	Вертикальная зона сдвигов, 200 х 100 х х 50

всех нефтегазодобывающих странах мира. В первых теоретических моделях механизма гидроразрыва породный массив рассматривался как однородная и изотропная, линейно упругая среда, не обладающая ни прочностью, ни проницаемостью и нагруженная из плоской щели-трещины постоянным, равномерно распределенным давлением рабочей жидкости в гравитационном поле. При такой чрезмерной идеализации горного массива первые решения сложной сопряженной гидротермогеомеханической задачи гидроразрыва были получены на основе принципов механики сплошной среды [1,2,23]. Естественно, что такие расчетные зависимости не получили применения, а развитие и распространение гидроразрыва происходило главным образом эмпирически [11].

В развиваемой нами инженерной методике расчета параметров гидроразрыва [5,6] сделана попытка отразить основные особенности реального породного массива и учесть главные факторы геотермального гидроразрыва.

Рассмотрим блочную структуру скального горного массива. Матрица структурного блока длиной ℓ_δ и шириной (толщиной) a_δ обладает весьма низкой проницаемостью ($k_\delta \approx 0$), пределами прочности на одноосное сжатие $[\sigma_{сж}]$ и растяжение $[\sigma_р]$, модулями упругости E и сдвига G, коэффициентом Пуассона ν, коэффициентом структурного ослабления от разнонаправленных микротрещин и микродефектов φ. Интегральная проницаемость породного массива k обусловлена главным образом системой контактных трещин с густотой $\Gamma_п = 1/\ell_\delta$, частично залеченных вторичной минерализацией при среднем раскрытии $\delta_п$ с коэффициентом структурного ослабления $\varphi_п$, азимутальным углом $\alpha_п$ к направлению максимальных сжимающих горизонтальных напряжений σ_y и углом падения $\beta_п$. Секущая система закрытых контактных трещин с густотой $\Gamma_с = 1/a_\delta$ и весьма малым раскрытием $\delta_с$ характеризуется углами $\alpha_с$ и $\beta_с$, обладает сопротивлением чистому сдви-

гу $[\tau_o]$ при коэффициенте структурного ослабления ψ_c и коэффициенте трения $tg f$, включающем дилатансионный эффект Ф.Д.Паттона. Значения указанных характеристик блочного массива определяются из разведочных материалов и экспериментальных данных, обобщенных в работах [3,4,8,10]. Трещинная проницаемость массива оценивается по рекомендациям Е.С.Ромма

$$k = \left(\delta_{п}^{3} \Gamma_{п} + \delta_{c}^{3} \Gamma_{c} \right) / 12 \qquad (1)$$

и подлежит уточнению по результатам опытных гидроразрывов.

Поле напряжений породного массива рассматривается как гравитационно-тектоническое с характерным для скальных пород на значительных глубинах соотношением компонентов тензора [19,20] $\sigma_x < \sigma_z < \sigma_y$, при котором минимальные и максимальные нормальные напряжения ориентированы горизонтально. При плотности пород ρ и пластовом давлении порово-трещинной жидкости $P_{пл}$ вертикальное напряжение в породном скелете определяется из полного горного давления на глубине $H_г$:

$$\sigma_z = \gamma_г - P_{пл} = \rho g H_г - P_{пл} . \qquad (2)$$

Максимальное горизонтальное напряжение обусловлено значительной тектонической "добавкой" $\sigma_{т.у}$:

$$\sigma_y = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_z + \Delta \sigma_{т.у} ;$$

а минимальное горизонтальное напряжение включает гораздо меньшее влияние тектонических сил $\Delta\sigma_{тх} \ll \Delta\sigma_{ту}$ и при $\Delta\sigma_{тх} = 0$ отвечает известной модели А.Н.Динника:

$$\sigma_x = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_z .$$

Нарушение сплошности породного массива при гидроразрыве, т.е. разрушение его элемента в виде трещин растяжения или сдвига, рассматривается как результат объемного развития деформаций под влиянием внешней нагрузки – активного давления рабочей жидкости $P_т - P_{пл}$ с полной или частичной разгрузкой этого элемента от нормального напряжения $\sigma_\perp$, препятствующего росту трещины, и преодолением сопротивляемости пород разрушению $\Delta P_р$ обусловленной условиями прочности:

$$P_г = P_{пл} + \sigma_\perp + \Delta P_р . \qquad (3)$$

При развитии гидроразрыва в вертикальной плоскости по нормали к минимальному напряжению σ_x общее условие (3) получает вид

$$P_{г.в} = \sigma_x + P_{пл} + [\sigma_р]_x^* \left(1 - \sigma_z / [\sigma_{сж}] \varphi\right) , \qquad (4)$$

где энергетический критерий прочности А.Гриффитса для плоской деформации учитывает снижение временного сопротивления пород одноосному растяжению

$[\sigma_p]$ под влиянием максимального сжимающего напряжения σ_y и при известной связи этих величин [3] определяется уточненными (по сравнению с [5]) выражениями

$$[\sigma_p]_x^* = \sqrt{a_x^2 + \sigma_y(8[\sigma_p]\varphi - \sigma_y)} - a_x;$$

$$a_x = 4[\sigma_p]\varphi + \sigma_y;$$

при $8[\sigma_p]\varphi < \sigma_y$ принимается $[\sigma_p]_x^* = 0$.

В формуле (4) множитель в скобках представляет собой поправку ВНИИМ на объемный характер деформации [8] и учитывает ослабляющий эффект сжимающих напряжений σ_z.

При развитии гидроразрыва по контактным трещинам $\alpha_п\beta_п$ с разгрузкой от нормальных к этой плоскости сжимающих напряжений σ_n и преодолением минимального сопротивления разрушению контакта с коэффициентом структурного ослабления φ_n давление рабочей жидкости на границе разрыва

$$P_{г.п} = P_{пл} + \sigma_n + [\sigma_p]_n^*\left(1 - \sigma_к/[\sigma_{сж}]\varphi\right), \qquad (5)$$

где

$$[\sigma_p]_n^* = \sqrt{a_n^2 + \sigma_г(8[\sigma_p]\varphi_n - \sigma_г)} - a_n;$$

$$a_n = 4[\sigma_p]\varphi_n + \sigma_p;$$

$$\sigma_n = \sin\beta_n(\sigma_x\cos\alpha_n + \sigma_y\sin\alpha_n) + \sigma_z\cos\beta_n;$$

$$\sigma_к = \cos\beta_n\sqrt{(\sigma_x\sin\alpha_n)^2 + (\sigma_y\cos\alpha_n)^2} + \sigma_z\sin\beta_n;$$

$$\sigma_г = \sqrt{(\cos\alpha_n\sigma_x\cos\beta_n)^2 + (\sigma_y\cos\alpha_n\sin\beta_n)^2 + (\sigma_x\sin\alpha_n)^2},$$

при $8[\sigma_p]\varphi_п < \sigma_г$ напряжение $[\sigma_г]_n^* = 0$.

Для реализации третьего возможного механизма гидроразрыва в виде сдвига смежных структурных блоков по секущему контакту $\alpha_c\beta_c$ давление рабочей жидкости в контактной трещине $\alpha_n\beta_n$, нагружающей блок по ширине a_δ, должно обеспечивать обычное условие Кулона – Мора:

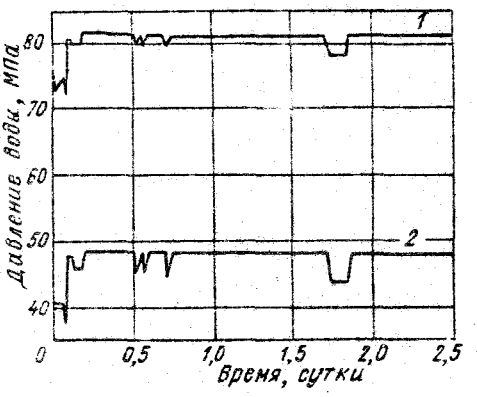
$$P_{г.с} = P_{пл} + \frac{2\Gamma_n}{\Gamma_c}\left([\tau_0]\psi_c + \sigma_{п.с}\operatorname{tg} f\right),$$

где препятствующая сдвигу нормальная нагрузка на плоскость контакта $\alpha_c\beta_c$

$$\sigma_{п.с} = \sin\beta_c(\sigma_x\cos\alpha_c + \sigma_y\sin\alpha_c) + \sigma_z\cos\beta_c.$$

Из принципа минимума энергозатрат следует, что наиболее вероятным нужно считать механизм гидроразрыва, которому соответствует наименьшее из значений $P_{г.в}$, $P_{г.п}$ и $P_{г.с}$. Оно и принимается за необходимое давление жидкости на границе растущей зоны гидроразрыва с соответствующим сопротивлением $\Delta P_р$.

Методика определения давления жидкости после насосного агрегата $P'_н$ и на глубине гидроразрыва $H_г$ в скважине $P'_с$, необходимого для образования на ее стенке начальной трещины, с учетом концентрации кольцевых сжимающих напряжений, а также времени нагнетания для образования прискважинной зоны фильтрации, сопротивление которой позволит повысить давление до $P'_с$, изложена в работах [5,6]. Там же приведено уравнение давления жидкости после насосного агрегата, необходимое для развития зоны гидроразрыва до заданного эквивалентного радиуса $R_{гр}$ с учетом потерь напора в колонне НКТ $\Delta P_к$ и при фильтрации в растущей трещине $\Delta P_{тр}$:



Давление напорной воды после насоса $P_н$ (2) и на рабочем интервале скважины $P_с$ (1) в опыте 2032 ЛАНЛ за время разрыва гранодиорита на глубине 3460 м

$$P_н = P_г + \Delta P_{тр} + \Delta P_к - \rho_г g H_г . \quad (6)$$

Однако методика определения $\Delta P_{тр}$ требует уточнения, ибо предполагает использование не вполне корректной формулы Д.Гирстмы и Ф.Клерка [17] для раскрытия трещины гидроразрыва около нагнетательной скважины:

$$\delta_0 = 2\sqrt[4]{\frac{\mu_г W_г R_{тр}(1-\nu)}{G}}, \quad (7)$$

где $\mu_г$ и $W_г$ – вязкость жидкости и ее секундный расход (подача насоса).

В работах [5] и [14] выполнена проверка формулы (7) в условиях эксперимента 2032 ЛАНЛ (табл.2, рисунок) при гидроразрыве блочного массива гранодиоритов с проницаемостью $k = 10^{-18}$ м^2 на глубине $H_г = 3460$ м при достаточно достоверных исходных данных [12,14,16]: $\rho = 2700$ кг/м^3; $E = 5 \cdot 10^{10}$ Па; $G = 2{,}65 \cdot 10^{10}$ Па; $\nu = 0{,}257$; $\sigma_г = 91{,}7 \cdot 10^6$ Па; $P_{пл} = 35{,}06 \cdot 10^6$ Па; $P'_с = 83 \cdot 10^6$ Па; $\sigma_z = 56{,}6 \cdot 10^6$ Па; $\sigma_x = 32{,}15 \cdot 10^6$ Па; $\sigma_y = 48{,}2 \cdot 10^6$ Па; $[\sigma_{сж}] = 175 \cdot 10^6$ Па; $[\sigma_р] = 15 \cdot 10^6$ Па; $\varphi = 0{,}5$; $\rho_г = 1032$ кг/м^3; $\mu_г = 0{,}95 \cdot 10^{-3}$ Па·с; темп нагнетания $W = 0{,}111$ м^3/с, радиус скважины $R_с = 0{,}125$ м, длина рабочего интервала под пакером $h_с = 22$ м; $R_{тр} = 400$ м; общий расход жидкости (воды) $\Sigma V_г = 21600$ м^3, общая продолжительность гидроразрыва $\Sigma t_г = 61$ ч. Экспериментальное значение раскрытия трещины около скважины $\delta_0 = 2{,}3 \cdot 10^{-3}$ м = 2,3 мм. В указанных исходных условиях по формулам, полученным для идеализирован-

Таблица 2

Результаты экспериментов ЛАНЛ США по гидроразрыву гранодиоритов на участке Фентон Хилл

Дата опыта	Номер опыта	Условия рабочего оризонта		Показатели работы насоса		Общий объем воды, $м^3$
		Глубина, м	Температура, °С	Давление, МПа	Расход, $м^3/с$	
19–20 июля 1982 г.	2016	3556	282	48,3	0,031	910
6–7 октября 1982 г.	2020	3656	282	46,9	0,092	3090
8 ноября 1982 г.	2023	4247	325	12,9	0,017	150
15–19 декабря 1983 г.	2032	3460	320	48,0	0,111	21600
15–19 мая 1984 г.	2042	3588	277	41,4	0,026	7600
29 июня 1985 г.	2061	3766	290	31,0	0,02	5600
30 января – 2 февраля 1986 г.	2066	3914	300,8	46,2	0,019	3970

Примечание. Время работы насоса 61 ч.

ного массива по методам механики сплошной среды [7,23], значения δ_0 получаются завышенными на 2–3 порядка, а по формулам, полученным из гидродинамических условий без учета упругих деформаций, – напротив, на 1,5–2 порядка занижеными. Формула (7) дает почти абсолютное совпадение с экспериментом: $\delta_0 = 2{,}27 \cdot 10^{-3}$ м. На основании этого в работах [5,14] сделан вывод о пригодности формулы Д.Гирстмы и Ф.Клерка.

Более тщательный анализ не подтверждает этого вывода. Формула (7) и ее аналоги, опубликованные в более поздних работах Р.П.Ногдгрена [21], Д.Гирстмы и Р.Хаафкенса [18], предполагают гидроразрыв пласта с образованием вертикальной трещины прямоугольной формы при одномерной фильтрации напорной жидкости, тогда как в опыте 2032 ЛАНЛ и других геотермальных гидроразрывах образующиеся трещины пересекают ось скважины, а параметры потока рабочей жидкости приближаются к радиально-расходящейся схеме с быстрым падением скорости и градиентов давления. Это означает, что формула (7) завышает эти градиенты по мере удаления от скважины. Вместе с тем она занижает потери напора в прискважинной зоне инерционных эффектов, где из-за высоких скоростей течение является турбулентным [5,6,16]. Рассматриваемое решение не учитывает, что давление P_c, определяющее величину прискважинной упругой деформации пород δ_0, должно при неизбежных гидродинамических потерях в трещине $\Delta P_{г.д}$ обеспечивать на границе гидроразрыва не только разгрузку от сжимающих нормальных напряжений, но и преодоление сопротивления ΔP_p, связанного с прочностью массива. Наряду с этим занижением P_c, решение (7) завышает давление на входе в трещину, поскольку не учитывает его приращения ΔP_T от температурного расширения фильтрационного потока, нагревающегося в теплообмене с горячим породным масси-

вом [5,6]. Таким образом, можно полагать, что взаимная "компенсация" двух пар разнонаправленных дефектов формулы (7) привела к случайному совпадению ее расчетного результата с экспериментальным значением δ_0.

Если в качестве предварительной оценки определить раскрытие трещины из условий турбулентного течения в зоне инерционных эффектов

$$\delta_и = 0{,}128 \sqrt[4]{\frac{(1-\nu)\rho_г^2 W_г^3}{G R_c \mu_г Re^*}}$$

и распространить это значение на всю зону гидроразрыва, то гидродинамические потери при ламинарном течении рабочей жидкости

$$\Delta P_{г.д} = \frac{6 W_г \mu_г}{\pi \delta^3} \ln \frac{R_{тр}}{R_c} .$$

В действительности эти потери напора будут больше на величину, которую можно назвать коэффициентом влияния инерционных эффектов:

$$k_и = 0{,}286 \sqrt{\frac{R_{тр} \mu_г Re^*}{\rho_г W_г}} \sqrt[4]{\frac{R_{тр} Re^*}{R_c \ln \frac{R_{тр}}{R_0}}} \geq 1,$$

где Re – критическое число Рейнольдса, для данных условий и по результатам экспериментальных исследований И.А.Павлова $Re^* = 1500$ [5].

Раскрывая и уточняя значение $\Delta P_{тр}$, вместо уравнения (6) можно записать

$$P_н = P_г + \Delta P_к - \rho_г g H_г + k_и \Delta P_{г.д} + \Delta P_р - \Delta P_т .$$

Что касается величины $\Delta P_т$, то предложенная ранее [6] линейная зависимость прироста давления воды от повышения ее температуры при отсутствии утечек подтверждена дальнейшими экспериментальными исследованиями ЛГИ [9]. Для реального скального массива можно считать, что основная часть полученной потоком рабочей жидкости тепловой энергии реализуется в работу фильтрационных утечек и лишь некоторая доля этой энергии $k_р$ идет на повышение давления:

$$\Delta P_т = k_р \alpha_г E_г \Delta T_г ,$$

где $\alpha_г$ – коэффициент температурного расширения жидкости; $E_г$ – ее модуль упругости (величина, обратная коэффициенту сжимаемости); $\Delta T_г$ – величина приращения температуры.

В первом приближении можно полагать что доля $k_р$ соответствует отношению объема жидкости в скважине V_c и в "полости" трещины $V_{тр}$ к общему объему нагнетаемой жидкости с учетом ее утечек в берегах трещины $\Delta V_ф$ и в опережающем границу разрыва разгружающем "фильтрационном клине" $\Delta V_г$. Методика расчета этих величин изложена в работах [5,6]:

$$k_р \approx \frac{V_c + V_{тр}}{2\Delta V_ф + \Delta V_г + V_c + V_{тр}} ;$$

Таблица 3

Расчетные данные для перспективных геотермальных циркуляционных систем в СССР

Участок, район	Тип пород	Год	Условия рабочего горизонта		Параметры насосного агрегата		Время работы насоса, ч	Общий объем воды, $м^3$	Тип разрушения, протяженность зоны гидроразрыва (м)
			Глубина, м	Температура, °С	Давление, МПа	Расход, $м^3/с$			
Русские Комаровцы, Закарпатье	Гранодиорит	1988	2240	124	19	0,044	19	10500	Вертикальная трещина, 740 х 1200
Чоллон-Ата, оз. Иссык-Куль	Гранит	1988	2400	91	11,0	0,022	50	12000	Вертикальная зона сдвигов, 800 х х 500 х 150
Тырныауз, Приэльбрусье	Гранит	1989	3300	185	28,9	0,044	88	18000	Вертикальная трещина, 900 х 600
Паланга, Литва	Гранито-гнейс	1990	4300	141	25,7	0,07	15	3870	Вертикальная трещина, 850 х 500

$$\Delta V_{\Phi} = 0{,}66\, C R_{тр}^{3} (B + 0{,}33D);$$

$$\Delta V_{г} = 16\pi^{4} R_{тр}^{3} m \left[\frac{k h_{c} (P_{г} - P_{пл})}{\mu_{г} W_{г}} \right]^{2};$$

$$B = P_{г} - P_{пл}; \qquad C = \frac{8\pi^{2} m k}{\mu_{г} W_{г}},$$

$$D = \frac{6 \mu_{г} W_{г}}{\pi \delta^{3}}; \qquad V_{c} + V_{тр} = \pi R_{c} H_{г} + \pi R_{тр} \delta .$$

Для совместного учета влияния опущенных в решении (7) факторов введем "термопрочностной" коэффициент

$$k_{\delta} = 1 + \frac{\Delta P_{р} - \Delta P_{г}}{k_{и} \Delta P_{г.g}},$$

с использованием которого для определения начального раскрытия трещины гидроразрыва около скважины можно рекомендовать уточненную формулу

$$\delta_{0} = 0{,}128 \sqrt[4]{\frac{(1-\nu) \rho_{г}^{2} W_{г}^{3}}{G R_{c} \mu_{г} Re^{*}} k_{\delta}} = \delta_{и} \sqrt[4]{k_{\delta}} . \qquad (8)$$

В исходных условиях эксперимента 2032 ЛАНЛ по изложенным расчетным зависимостям найдем значения параметров: $\delta_{и} = 2{,}8 \cdot 10^{-3}$ м; $\Delta P_{г.g} = 0{,}11 \cdot 10^{6}$ Па; $k_{и} = 17{,}7$; $\omega_{х} = 78{,}2 \cdot 10^{6}$; $[\sigma_{р}]_{х}^{*} = 3{,}55 \cdot 10^{6}$ Па; $\Delta P_{р} = 1{,}32 \cdot 10^{6}$ Па. Фактическим значениям $V_{c} = 170$ м^{3}, $V_{тр} = 578$ м^{3} и $\Sigma V_{г} = 21600$ м^{3} соответствует $k_{р} = 0{,}034$; при $\alpha_{г} = 1{,}5 \cdot 10^{-4}$, $E_{г} = 0{,}22 \cdot 10^{10}$ и $\Delta T_{г} = 180$ °С получим $\Delta P_{г} = 2{,}02 \cdot 10^{6}$ Па, $k_{\delta} = 0{,}641$ и по формуле (8) вычислим $\delta_{0} = 2{,}5 \cdot 10^{-3}$ м, что достаточно близко к экспериментальному результату.

Сопоставимость результатов нескольких экспериментов ЛАНЛ на полигоне Фентон Хилл (табл.2) с показателями предпроектных расчетов по изложенной методике для перспективных геотермальных циркуляционных систем (табл.3) подтверждает возможность практического использования инженерной методики ЛГИ, хотя она не претендует на высокую строгость и, разумеется, нуждается в дальнейшей совершенствовании.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Алексеев В.М. Математические модели распространения трещин гидроразрыва // Физические процессы горного производства: Межвуз. сборник / Ленинградский горный ин-т. Л., 1987.

2. Артемьева Е.Л., Санчес К.Д. Метод расчета коэффициента интенсивности напряжений // Физические процессы горного производства: Межвуз. сборник / Ленинградский горный ин-т. Л., 1989.

3. Баклашов И.В. Деформирование и разрушение породных массивов. М.: Недра, 1988.

4. Виттке Б. Механика скальных пород. Пер. с нем. М.: Недра, 1990.

5. Дядькин Ю.Д. Физическая модель и основные параметры гидроразрыва горного массива // Физические процессы горного производства: Межвуз. сборник / Ленинградский горный ин-т. Л., 1989.

6. Дядькин Ю.Д. Разработка геотермальных месторождений. М.: Недра, 1989.

7. Желтов Ю.П. Механика нефтегазоносного пласта. М.: Недра, 1975.

8. Петухов И.М., Линьков А.М. Механика горных ударов и выбросов. М.: Недра, 1983.

9. Пронин Э.М., Васильев А.Г. Экспериментальные исследования нового способа образования трещины при гидравлическом разрыве пород // Физические процессы горного производства: Межвуз. сборник / Ленинградский горный ин-т. Л., 1989.

10. Турчанинов И.А., Иофис А.М., Каспарьян Э.В. Основы механики горных пород. 2-е изд. Л.: Недра, 1989.

11. Усачев П.М. Гидравлический разрыв пласта. М.: Недра, 1986. 132 с.

12.Brown D.W. Resent results: Los Alamos hot dry rock Project. In: 8-th Workshop on Geothermal Engineering. Stanford Geothermal Program, 14-16 Dec. 1982, pp.267-275. Stanf. Univ. Press, 1983.

13.Cornet F.H., issue Coordinator Forced Fluid Flow through fractured Rock Masses. Int. Jnl. Rock. Mech. Min. Scienses, V.26, No 3/4 July 1989.

14. Dash Z., Murphy H. Estimating fracture aperture from hydraulic date and comperison with theory. LAPL. 85-20. Los Alamos. V.M., 1985.

15.Duchane D. Hot Dry Rock: a Realistic Energy Option. Geothermal Resources Council Bulletin, March 1990, pp. 83-88.

16. Garnish J.A., edtr. Proceedings of first EEC/US Work Shop on Geothermal Hot Dry Rock Technology. "Geothermics", V.14, No.4, 1987.

17.Geerstma J., Klerk F.A.. A rapid method of Prediction width and extent of hydraulic fractures in rock. Soc. Petrol. Engrs Jnl., No 7, 1967.

18.Geerstma J., Haafkens R..Comperison of theories for Prediction width and extent of vertical hydraulically induced fractures. Jnl. of Energy Resources Technology. Trans. of ASME, V. 101, March 1979.

19.Haimson B. Hydrofracturing stress-measuring method and

recent results. Int. Jnl. Rock. Mech. Min. Sciences. V. 15, No 4, 1978, pp. 408-421.

20.Haimson B.C., Issue Coordinator. Hydraulic Fracturing Stress-Measurements. Int. Jnl. Rock Mech. Min. Sciences. V. 26, No 6, Dec. 1989.

21. Nordgren R.P. Propagation of vertical hydraulic fracture. Soc. Petrol. Engrs. Jnl., Aug. 1972.

22. Parker R.H., edtr. Hot Dry Rock Geothermal Energy. Phase 213 Report of the Camborn School of Mines Project. V. 1, 678 p., V. 2680-1392 pp. Pergomon Press, 1989.

23. Perkins T.K., Kern A.E. Width of hydraulic fractures. Jnl. Petrol Technology. Sept. 1961.

24. Tester J.W., Brown D.W., Potter R.M. Hot Dry Rock Geothermal Energy - a new Agenda for 21-st Century. LA-11 524 N.S. UC-251. Los Alamos, N.M. USA, July 1989.