

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ТЕОРИИ ПОЛУБЕСКОНЕЧНОГО ПЛАСТА ПРИ ПОДЗЕМНОЙ ГАЗИФИКАЦИИ СЛАНЦА ПО КОМБИНИРОВАННОМУ МЕТОДУ

М. Я. ГУБЕРГРИЦ,

кандидат технических наук

Результаты, полученные в ходе полупромышленной разработки комбинированного метода подземной термической переработки горючего сланца, позволяют установить решающую роль гидродинамических явлений в организации технологического процесса. Эффективное осуществление метода оказалось возможным лишь в результате разработки специального гидродинамического режима. Освоение последнего позволило существенно интенсифицировать процесс подземной перегонки и обеспечить удовлетворительное качество энергетического газа — основного вида получаемой продукции [1, 2].

Для дальнейшего совершенствования комбинированного метода и создания соответствующего научно обоснованного гидродинамического расчета представляется необходимым систематизировать и обобщить накопленный обширный фактический материал с привлечением теоретических положений современной подземной гидромеханики.

Обсуждению названных теоретических вопросов в сопоставлении с данными полупромышленных экспериментов и посвящена настоящая статья.

Общая характеристика системы панель-пласт

Подземная панель для переработки сланца по комбинированному методу представляет собой камеру, заполненную дробленным полидисперсным материалом. Высота камеры соответствует мощности промышленной пачки слоев сланца (в условиях эстонского месторождения от A до F включительно) [3]. Таким образом, подземная камера ограничена кровлей и почвой пласта и межпанельными целиками.

Специфической особенностью пласта сланца-кукерсита является наличие в нем множества макротрещин, которыми пронизаны также кровля и почва пласта. Поэтому, несмотря на весьма ограниченную проницаемость слагающих пласт пород самих по себе, газоплотность пласта относительно невелика и, по-видимому, порядок величины ее сопоставим с проницаемостью слоя закладки в панели (см. ниже).

Указанное обстоятельство является причиной возникновения значительных утечек дутья в пласт при подаче его в панель под давлением до 75—90% от исходного количества [2, 3]. Как свидетельствуют результаты специальных опытов с подачей дутья в пласт и кровлю на различных горизонтах через герметизированную скважину (А. Э. Спориус), проницаемость пласта, его кровли и почвы относительно равномерна во всех направлениях.

В описанных условиях ведение технологического процесса под давлением (аналогично подземной газификации углей) либо под разрежением (опыты на панели № 1) [1—3] нецелесообразно, так как оно связано с чрезмерно большой утечкой дутья либо ухудшением состава газа за счет

значительного подсоса воздуха. В обоих случаях интенсивность процесса не может быть удовлетворительной. Существенное снижение утечки дутья и подсоса воздуха оказывается возможным при поддержании так называемого сбалансированного гидродинамического режима: подача дутья осуществляется под небольшим давлением, а эвакуация газа — под некоторым разрежением [1—3, 7].

Систематизация экспериментальных данных показывает, что при любом режиме подачи дутья и эвакуации газа на известных расстояниях от источника питания и ряда эвакуирующих скважин фиксируется контур некоторого постоянного давления. На этом основании построено предположение, что участок пласта с включенной в него подземной панелью приближается к теоретическому полубесконечному пласту с несколько неоднородной проницаемостью на отдельных его участках. Такая гипотеза дает возможность использовать для гидродинамических расчетов теорию полубесконечного пласта, разработанную И. А. Чарным [9] для подземной газификации углей.

Утечки дутья в полубесконечном пласте сланца при сбалансированном режиме

Исходные положения теории полубесконечного пласта в применении к подземной газификации углей сводятся к следующему: физические свойства и мощность пласта однородны на всем его протяжении; он ограничен в одном из направлений контуром постоянного давления; ширина пласта и количество скважин в каждом ряду бесконечно велики; скважины гидродинамически совершенны; движение газа в пласте рассматривается как плоское, ламинарное и установившееся, в изотермических условиях.

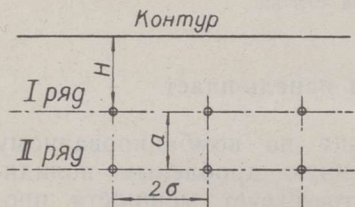


Рис. 1. Полубесконечный пласт. Схема расположения рядов скважин и контура постоянного давления [9].

На рис. 1 представлена схема расположения скважин и контура в полубесконечной системе. Расстояние от первого ряда скважин до контура обозначается через H , между скважинами в ряду — 2σ , шаг рядов — a , радиус скважины — r_c . Давления, расходы (весовые) и потенциалы на контуре и скважинах I и II рядов обозначены, соответственно, через P_k, P_1 и P_2, Q_1 и Q_2, Φ_k, Φ_1 и Φ_2 . Расход нагнетаемого дутья условно считается отрицательным, эвакуируемого газа — положительным.

Утечка дутья при режиме давления определяется величиной соотношения расходов газа и дутья $\varphi_{пр} = (Q_1)/(Q_2)$ либо по приведенным ниже уравнениям, которые соответствуют двум возможным случаям [9].

1. Дутье нагнетается в скважины II ряда, газ эвакуируется из I ряда, т. е. $\Phi_2 > \Phi_1 > \Phi_k, P_2 > P_1 > P_k$. При $H > \sigma$ и $a > \sigma$ расчетно-теоретическое значение φ определяется уравнением

$$\varphi_1 = \frac{(P_2^2 - P_k^2) \frac{\pi H}{\sigma} - (P_1^2 - P_k^2) \left[\ln \frac{\sigma}{\pi r_c} + \frac{\pi(H+a)}{\sigma} \right]}{(P_2^2 - P_k^2) \left(\ln \frac{\sigma}{\pi r_c} + \frac{\pi H}{\sigma} \right) - (P_1^2 - P_k^2) \frac{\pi H}{\sigma}} \quad (1)$$

2. Дутье подается в I ряд, газ эвакуируется из II ряда, т. е. $P_1 > P_2 > P_k$, тогда

$$\varphi_2 = \frac{(P_1^2 - P_k^2) \frac{\pi H}{\sigma} - (P_2^2 - P_k^2) \left[\ln \frac{\sigma}{\pi r_c} + \frac{\pi(H+a)}{\sigma} \right]}{(P_1^2 - P_k^2) \left(\ln \frac{\sigma}{\pi r_c} + \frac{\pi H}{\sigma} \right) - (P_2^2 - P_k^2) \frac{\pi H}{\sigma}} \quad (2)$$

Практическое применение уравнений (1) и (2) возможно также для случая с конечным числом скважин в каждом ряду. При бесшахтной подземной газификации углей вычисленные значения φ должны оказаться несколько завышенными вследствие увеличения проницаемости участка пласта после сбойки и выгазования^[9].

Применение уравнений (1) или (2) для системы панель-пласт возможно лишь при учете специфической характеристики сланцевого пласта и явлений, связанных с осуществлением сбалансированного режима. Ниже будут сформулированы предпосылки для соответствующей модификации уравнения (1), так как именно такой вариант осуществляется при переработке сланца по комбинированному методу.

Давление на контуре равно атмосферному, т. е. $P_k = P_{к2} = 1$ ата. Показатель степени при величинах призабойных давлений, ввиду незначительного отличия их от атмосферного, особенно при сбалансированном режиме, снижается до $n_p = 1$. Это делает излишней поправку на изменение плотности рабочей жидкости и дает возможность оперировать с объемными, а не весовыми расходами. При сбалансированном режиме $P_1 < P_k < 1$; величина же $(P_1^2 - P_k^2) \cong (P_1 - 1) = -\Delta P_1$ принимает отрицательное значение.

В результате внесения соответствующих изменений и некоторых преобразований исходное уравнение (1) принимает следующий вид:

$$\varphi_T = \frac{\Delta P_2 \frac{\pi H}{\sigma} + \Delta P_1 \left[\ln \frac{\sigma}{\pi r_c} + \frac{\pi(H+a)}{\sigma} \right]}{\Delta P_2 \left(\ln \frac{\sigma}{\pi r_c} + \frac{\pi H}{\sigma} \right) + \Delta P_1 \frac{\pi H}{\sigma}} \quad (3)$$

Сопоставление расчетно-теоретической величины φ_T (определенной на основе экспериментальных данных) со значениями ее, вычисленными в результате измерения дебитов дутья и газа ($\varphi_{пр}$), позволяет оценить отклонение рассматриваемой системы от предельного случая — полубесконечного пласта. Показателем возможного отклонения такого рода должно явиться значение поправочного коэффициента

$$K_\varphi = \varphi_{пр} / \varphi_T \quad (4)$$

Следует указать, что хотя при сбалансированном гидродинамическом режиме величина $\varphi = Q_1/Q_2$ характеризует не утечку дутья в пласт, а суммарный эффект от утечки дутья и подсоса воздуха в газ (в зоне разрежения), она все же является одним из основных критериев оценки гидродинамической системы панель-пласт.

Суммарный коэффициент утечки и подсосов в панели

Приближенную оценку состояния системы с помощью уравнения (4) целесообразно произвести для панелей различных габаритов. Наиболее характерными в этом отношении являются панели № 2 и 4, характеристика которых приведена в табл. 1. Более детальные сведения изложены в соответствующих сообщениях^[1-3].

Таблица 1

Характеристика панелей № 2 и 4

Номера панелей	Размеры панелей, м		a, м	2σ, м	r _c , м	Число отсеков	Количество скважин в ряду
	длина	ширина					
2	30	10	10	5	0,13	3	2
4	75	25	25	8,5	0,13	3	4

Результаты определения средних значений κ_e при изотермическом режиме («холодные» гидродинамические испытания) для указанных объектов приведены в табл. 2.

Таблица 2

Суммарный коэффициент утечек и подсосов при изотермическом режиме

Номера отсеков	Интервалы значений				Среднее значение κ_φ	
	расхода, м ³ /час	$\varphi_{\text{пр}}^0$	давления, мм в.с.			H, м
			ΔP_2	$-\Delta P_1$		

Панель № 2

1	525—1300	1,0—1,57	10—16	4—12	8—35	0,98
2	580—1020	1,0—1,32	5—7	5—11	15—25	1,0
3	570—1300	1,2—1,57	4	3—13	12—15	0,90
1+2	580—1300	1,26—1,56	9—13	5—17	22—25	0,95

Панель № 4

1	1000—3060	0,89—1,26	2—6	0—12	25	0,7
2	750—3060	0,87—1,07	0—4	2—87	25	0,5

Значения κ_φ для всех отсеков панели № 2 сходны и в общем близки к $\kappa_\varphi = 1$, т. е. в данных условиях состояние системы удовлетворительно описывается уравнением полубесконечного пласта. Результаты испытания панели № 4 (табл. 2) свидетельствуют о наличии дополнительного источника утечки дутья и подсоса воздуха. Учитывая сходство режима фильтрации в обоих случаях^[4], следует полагать, что столь большие расхождения величин $\varphi_{\text{пр}}$ и $\varphi_{\text{т}}$ обусловлены возросшим влиянием системы вертикальных трещин. Причиной возникновения последних является существенное увеличение ширины панели и заметная осадка кровли^[2].

Судя по значениям κ_φ (0,5 и 0,7), величина утечек в промежуточном отсеке № 2 примерно на 40% выше, чем в крайнем (торцевом) отсеке № 1. Это вполне естественно, так как при подаче дутья в промежуточный отсек известная часть его растекается также через систему трещин в отсеке № 1, расположенных в непосредственной близости от ряда дутьевых скважин. Гидродинамическая неравноценность различных отсеков в условиях панели № 2 сказывается не на значении κ_φ , а на абсолютных величинах контурного расстояния и призабойных давлений (табл. 2).

Существенный интерес должен представить анализ состояния системы при неизотермическом режиме. Специальными исследованиями установлено, что движением газовых потоков в слое в изотермических и неизотермических условиях управляют одни и те же законы^[5]. Влияние биту-

минимизации при переработке столь бедного органической массой сырья, как закладка подземных панелей, не может оказаться значительным. В табл. 3 приведены усредненные результаты определения κ_{ϕ} для неизотермического режима в течение различных периодов переработки сланца в панелях № 2 и 4.

Таблица 3

Значения κ_{ϕ} при неизотермическом режиме			
Номера отсеков	$\phi_{\text{пр}}^0$	H, м	κ_{ϕ}
Панель № 2			
1	1,45	10	0,96
2	1,55	10	1,02
Панель № 4			
1	1,025	25	1,05
2	0,98	25	1,02

Приведенные данные показывают, что в условиях ведения технологического процесса влияние дополнительной утечки дутья через вертикальные трещины компенсируется увеличением расхода рабочей жидкости за счет газовыделения при термическом разложении сланца. Значения κ_{ϕ} во всех случаях близки к единице. При этом невозможно уловить влияние условий ведения процесса (например изменения $\phi_{\text{пр}}^0$ в отмечаемых пределах) или влияние расположения отсеков в панели на гидродинамическое состояние системы, которая по формальным признакам соответствует полубесконечному пласту.

Таким образом, суммарный показатель, который вполне удовлетворительно характеризует состояние изотермической системы, не может быть полноценно использован при неизотермическом режиме. Ранее на основе баланса газовой фазы в системе было выведено уравнение, позволяющее связать между собой величины ϕ (условия ведения процесса) и показатели, характеризующие основные гидродинамические явления (утечка дутья и газа, подсосы воздуха) [7]. Ниже это уравнение будет использовано для анализа влияния различных факторов на гидродинамическое состояние системы панель-пласт в реальных условиях ведения технологического процесса.

Взаимосвязь гидродинамических явлений при неизотермическом режиме

Уравнение баланса газовой фазы в конечном виде может быть представлено как

$$Q_1(1 - \kappa_{\text{п}}) = Q_2(1 - \kappa_{\text{г}})(1 + \kappa_{\text{г}})(1 - \kappa_{\text{в}}), \quad (5)$$

где $\kappa_{\text{у}}$, $\kappa_{\text{г}}$, $\kappa_{\text{п}}$ и $\kappa_{\text{в}}$ — соответственно коэффициенты утечки дутья, газовыделения, подсоса воздуха в газ и утечки газа через вентиляционную камеру. На основании этого уравнения представляется возможным определить значение любого из перечисленных коэффициентов, если известны остальные его члены. В частности, коэффициент утечки дутья определяется из уравнения

$$\kappa_y = 1 - Q_1/Q_2 \cdot \frac{(1 - \kappa_n)}{(1 + \kappa_r)(1 - \kappa_b)} = 1 - \varphi_{пр}^0 \frac{(1 - \kappa_n)}{(1 + \kappa_r)(1 - \kappa_b)}. \quad (6)$$

Все величины, входящие в правую часть уравнения, могут быть определены в результате технологических исследований. Коэффициент подсоса воздуха κ_n вычисляется по содержанию кислорода в газе, κ_r — из соотношения содержания азота в дутьевом воздухе (79%) и газе (безвоздушный газ). Утечка газа через вентиляционную камеру при испытаниях на панели № 4 составляет в среднем около 5% и $(1 - \kappa_b) = 0,95$.

На основании уравнения (6) были определены ориентировочные величины относительной утечки дутья для каждого суток опытной эксплуатации панели № 4, т. е. для всех трех отсеков при различных условиях ведения процесса. Взаимодействие всех перечисленных явлений весьма усложняет общую картину по сравнению с уравнением (6) и зачастую не дает возможности с достаточной четкостью выявить зависимость утечек дутья от воздействия того или иного фактора.

Все же при нанесении на график $\kappa_y = f(\varphi_{пр}^0)$ всех полученных расчетно-экспериментальных точек удается установить общий характер зависимости относительной утечки дутья от условий ведения процесса (рис. 2). В общем виде с известной погрешностью эта зависимость может быть представлена в качестве линейной и описывается уравнением вида $y = a - bx$; значения постоянных a и b неравноценны для различных отсеков.

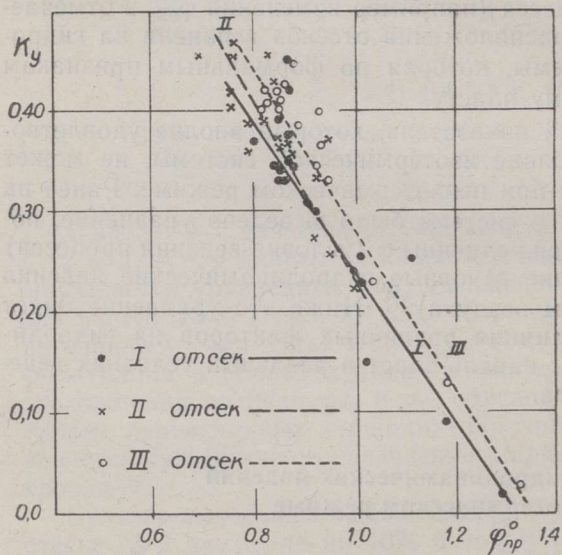


Рис. 2. Зависимость коэффициента утечки дутья от $\varphi_{пр}^0$ при неизотермическом режиме.

Влияние расположения отсека на величину утечек дутья характеризуется следующими данными: при обычных расходах дутья и газа (в среднем 2500 $\text{нм}^3/\text{час}$) и $\varphi_{пр}^0 = 0,8-0,9$ относительная величина утечки составляет:

для отсека № 1 — 0,364,
для отсека № 2 — 0,410,
для отсека № 3 — 0,413.

Таким образом, значение κ_y для второго отсека возрастает на 15—20% по сравнению с первым, несмотря на некоторое снижение напряженности газопроницаемого сечения камеры по дутью [2]. Расхождение аналогичных показателей при изотермическом режиме было более значительным (см. выше). Это объясняется

нивелирующим влиянием более интенсивного газовыделения и общим снижением газопроницаемости закладки в нем по сравнению с отсеком № 1, обусловленным более значительной осадкой кровли.

На коэффициенте утечки сказывается также порядок абсолютных величин расходов воздуха и газа. Так, для отсека № 2 в пределах $\varphi_{пр}^0 = 0,8-0,9$ при обычных расходах дутья и газа (около 2500 $\text{нм}^3/\text{час}$)

среднее значение $\kappa_y = 0,410$; при том же $\varphi_{\text{пр}}^0$ и пониженных расходах (около 1700 нм³/час) $\kappa_y = 0,365$, т. е. на 15% ниже. Аналогичная закономерность наблюдается и при эксплуатации отсека № 3; значения κ_y составляют, соответственно, 0,302 и 0,250 (снижение на 18%).

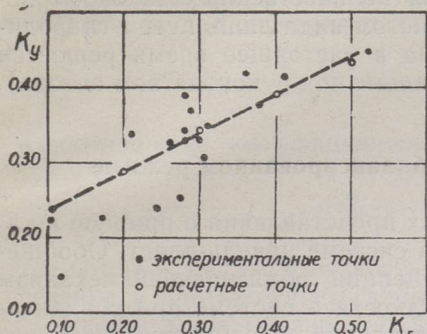


Рис. 3. Утечка дутья и газыделение в период эксплуатации отсека № 1.

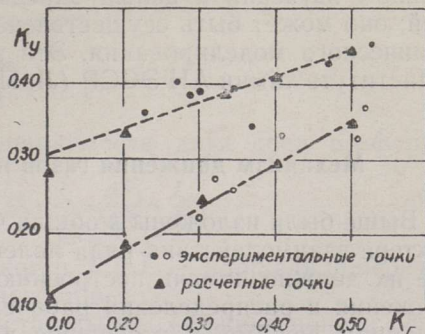


Рис. 4. Взаимосвязь утечки дутья и газыделения в отсеке № 2: I — для

$$\kappa_y = 1 - \frac{0,973}{1 + \kappa_r},$$

$$\text{II — для } \kappa_y = 1 - \frac{0,79}{1 + \kappa_r}.$$

Взаимосвязь относительной величины утечки дутья и интенсивности газыделения интерпретирована графически на рис. 3 и 4. На рис. 3 нанесены все экспериментальные точки для отсека № 1, полученные при использовании уравнения (6), а также прямая для некоторых средних условий в этом отсеке ($\varphi_{\text{пр}}^0 = 0,85$, $\kappa_n = 0,05$, $\kappa_b = 0,05$), соответствующая уравнению

$$\kappa_y = 1 - \frac{0,85}{1 + \kappa_r}. \quad (6)$$

На рис. 4 аналогичным образом характеризуются два основных раздела эксплуатации отсека № 2: при $\varphi_{\text{пр}}^0 = 0,973$ (восемь суток) — прямая I и при $\varphi_{\text{пр}}^0 = 0,79$ (десять суток) — прямая II.

Экспериментальные точки во всех случаях удовлетворительно совпадают с расчетной прямой, что дает основание применять для случая устойчивой эксплуатации панели следующее упрощенное уравнение общего вида:

$$\kappa_y = 1 - \frac{\varphi_{\text{пр}}^0}{1 + \kappa_r} \quad \text{или} \quad \kappa_y = 1 - \frac{a}{1 + \kappa_r}. \quad (7)$$

Приведенные данные показывают, что с увеличением интенсивности газыделения возрастает величина относительной утечки дутья. Это обусловлено явлением «подпора» в системе, вызванного активным газообразованием в зонах горения и перегонки.

Взаимосвязь величин коэффициента газыделения и $\varphi_{\text{пр}}^0$ не вполне ясна; разброс полученных экспериментальных точек чрезмерно велик. Здесь играет роль ряд обстоятельств, которые определяют величину эффективной напряженности дутья в каждом случае. Последняя обуславливается не только значением κ_y и абсолютной величиной расхода дутья, но также протяженностью фронта огневого забоя, тепловыми явлениями (например степенью подогрева дутья в подземном регенераторе), температурным режимом процесса, интенсивностью поступления

приточной воды и т. д. Этот вопрос требует дополнительного экспериментального изучения.

Ряд явлений, влияние которых на гидродинамическую характеристику системы показано с полной очевидностью, нуждается в дополнительном изучении с целью определения количественных закономерностей; оно может быть осуществлено в чистом виде лишь путем гидродинамического моделирования. Эта задача в настоящее время решается в Институте химии АН ЭССР (Л. П. Паальме под руководством автора).

Механизм движения газов при сбалансированном режиме

Выше были изложены в общих чертах представления о природе и характере взаимодействия ряда явлений в системе панель-пласт. Обобщение их должно помочь построению концепции, объясняющей механизм движения и распределения рабочей жидкости в системе при сбалансированном режиме, и уточнению представлений о сущности подобного режима в условиях подземной газификации сланца.

Утечка дутья стимулируется, в первую очередь, гидродинамическим потенциалом системы, т. е. величиной давления, дебита рабочей жидкости и проницаемости среды. При некотором значении потенциала устанавливается состояние, близкое к равновесному, при котором утечки дутья снижаются до незначительной величины и фильтрация жидкости в основной части негерметичной камеры осуществляется при почти постоянном дебите.

Интенсивность процесса переработки находится в непосредственной зависимости от величины дебита рабочей жидкости на участке огневой забой — зона перегонки и сушки сланца [2, 6]. Увеличению же расхода дутья и газа соответствует повышение гидравлического сопротивления закладки. Таким образом, рассматриваемая задача практически сводится к созданию условий для поддержания максимально возможного дебита и, следовательно, преодоления возросшего сопротивления на данном участке без существенного увеличения избыточного давления в системе. Эта задача решается наиболее просто и эффективно путем создания разрежения в части отсека, что обеспечивает поддержание требуемой величины перепада давления на рабочем участке камеры.

Изложенные выше факты подтверждают справедливость сформулированной концепции и характеризуют состояние системы в реальных, весьма сложных условиях. Они дают также возможность с полным основанием отвергнуть гипотезу, согласно которой при сбалансированном режиме утечка дутья происходит в той же мере, что и при режиме давления, а основная доля дутьевого воздуха для ведения технологического процесса засасывается в панель за счет создаваемого разрежения.

В заключение следует остановиться на более детальной оценке величины соотношения проницаемости закладки (κ_3) и входящего в систему участка пласта (κ_{II}), которая становится возможной лишь на основе проведенного обобщения. Напомним, что в «идеальном» полубесконечном пласте $\kappa_3/\kappa_{II} \cong 1$ [9].

Рассмотрим один из простейших случаев — распределение рабочей жидкости в крайнем отсеке панели. На рис. 5 представлена схема подземной панели, а на рис. 6 — эпюры давлений для первого отсека панели № 4 в разные периоды работы (кривая I для 13—16 суток, кривая II — для 19—25 суток). Искомое соотношение определяется для области избыточного давления ($P \geq P_k \geq 1$ ата), а именно: в зоне повышенного давления (характеризующейся резким спадом его от начального максимума

P_H до P_1) и в зоне относительно невысокого давления (перепад от P_1 до $P_2 = P_K$). Поскольку последующие расчеты имеют ориентировочный характер, при выводе соответствующих уравнений допускается ряд упрощающих приемов, не искажающих физическую сущность явлений.

Величина коэффициента проницаемости пористой среды^[9, 10] в простейшем случае определяется по формуле

$$\kappa = \frac{Q \mu \Delta P}{F \cdot L}, \quad (8)$$

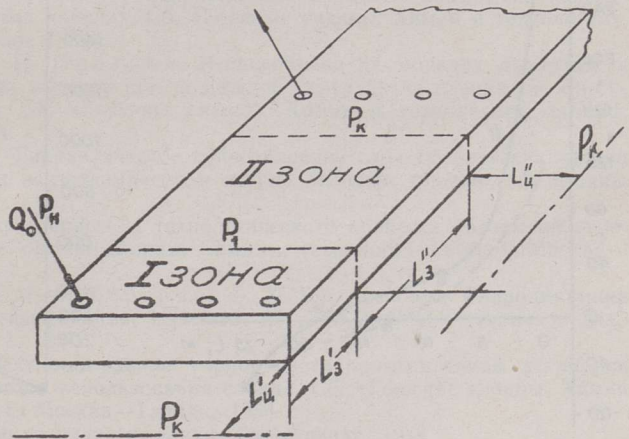
а соотношение коэффициентов проницаемости двух сред по формуле

$$\kappa_1/\kappa_2 = \frac{Q_1}{Q_2} \cdot \frac{F_2}{F_1} \cdot \frac{\mu_1}{\mu_2} \cdot \frac{\Delta P_1}{\Delta P_2} \cdot \frac{L_2}{L_1}, \quad (9)$$

где Q и μ — расход и вязкость жидкости, F и L — площадь поперечного сечения и протяженность зоны фильтрации.

Расход дутья, подаваемого в нагнетательные скважины панели, обозначим через Q_0 , суммарную величину утечки дутья в отсеке $Q_y = \kappa_y \cdot Q_0$.

Рис. 5. Схема подземной панели.



В первой зоне количество дутья, растекающегося в пласт, составляет $Q'_u = aQ_y = a\kappa_y Q_0$, где $1 > a > 0$. Утечка дутья происходит через торцевую стенку, а также кровлю, почву и боковые стенки камеры на участке протяженностью L'_3 (рис. 5). Тогда $F''_u = hb + 2L'_3(h + b)$, где h и b — высота и ширина поперечного сечения камеры. Перепад давления от стенки камеры вглубь целика составляет на отрезке L'_u (контурное расстояние) приблизительно $\Delta P'_u = P_H - P_K$. Арифметическая средняя величина дебита жидкости в этой части отсека $Q'_3 = Q_0 - 0,5Q'_u =$

$= Q_0 \left(1 - \frac{a\kappa_y}{2}\right)$, а $F'_3 = hb$. Для несжимаемой жидкости $\mu_3 = \mu_u$. После несложных преобразований искомое соотношение определяется как

$$\kappa'_3 \kappa'_u = \frac{(2 - a\kappa_y)}{2a\kappa_y} \left[\frac{2L'_3(h + b)}{hb} \right] \frac{\Delta P'_3}{\Delta P'_u} \cdot \frac{L''_u}{L'_3}. \quad (10)$$

Во второй зоне арифметическая средняя величина дебита жидкости в отсеке $Q''_3 = Q_0 \left[1 - \frac{\kappa_y(1 + a)}{2}\right]$, утечка в пласт $Q''_u = \kappa_y(1 - a)Q_0$; площади фильтрации составляют: $F''_3 = hb$ и $F''_u = 2L''_3(h + b)$. Арифметические средние значения перепада давления следующие: в закладке $\Delta P''_3 = P_1 - P_K$, в пласте — $\Delta P''_u = 0,5(P_1 + P_2) - P_K = 0,5(P_1 - P_K)$; $\Delta P''_3/\Delta P''_u = 2$. В результате:

$$\kappa_3''/\kappa_{II}'' = 4 \left[\frac{2 - (1+a)\kappa_y}{2(1-a)\kappa_y} \right] \frac{L_3''(h+b)}{hb} \cdot \frac{L_{II}''}{L_3''} \quad (11)$$

Представляется возможным, путем подстановки экспериментальных данных, приближенно оценить числовые значения κ_3'/κ_{II}' в указанных зонах при различных условиях (кривые I и II рис. 6). Условно принимаем, что протяженность первой зоны L_3' соответствует падению давления на 70%, т. е. точке $P_1 = 0,3P_H$. Полагаем также, что в интервале значений от P_H до P_1 величина утечки пропорциональна давлению в системе; тогда $a = 0,7$. Числовые значения прочих величин определяются из рис. 6 и кривой рис. 7 (связывающей величину L_{II} с давлением на нагнетающей гидродинамически совершенной скважине — по данным исследования процесса бесшахтной подземной переработки сланца [7]).

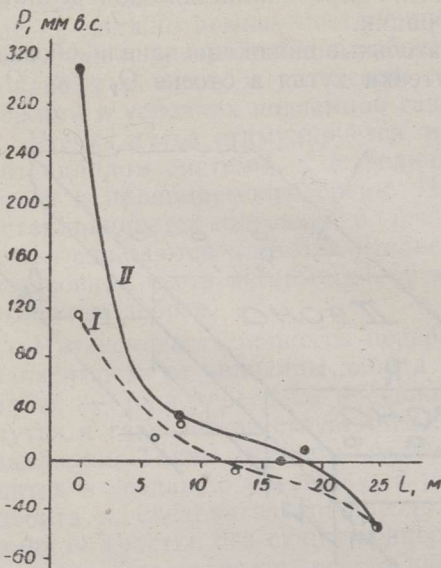


Рис. 6. Эпюры давлений в отсеке № 1: I — для 13—16 суток, II — для 19—25 суток опытной эксплуатации панели № 4.

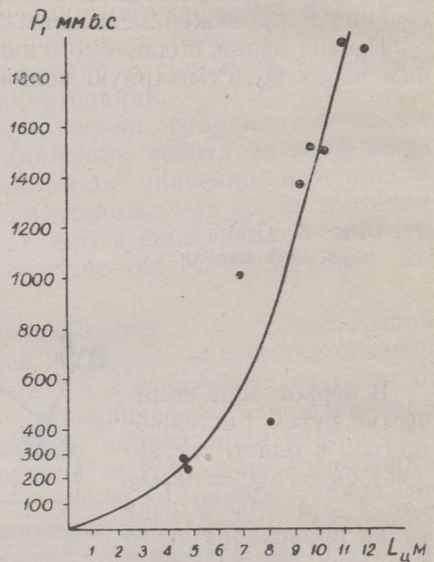


Рис. 7. Взаимосвязь величин L_{II} и $P_{изб}$ для сланцевого пласта.

Исходные данные для ориентировочного расчета по уравнениям (10) и (11) в двух случаях (соответствующих кривым I и II рис. 6) и полученные результаты приведены в табл. 4.

Таблица 4

Исходные данные и результаты расчета κ_3/κ_{II} по уравнениям (10)—(11)

Варианты расчета	Значение показателей в зонах						
	первой				второй		
	P_H , мм в.с.	L_3' , м	L_{II}' , м	κ_3'/κ_{II}'	P_1 , мм в.с.	L_{II}'' , м	κ_3''/κ_{II}''
I вариант, $\kappa_y = 0,26$	110	6	3	10	30	1	16
II вариант, $\kappa_y = 0,36$	310	3,5	5	13	95	3	31

Данные табл. 4 дают основание полагать, что проницаемость закладки в камере подземной панели и прилегающего участка пласта определяются величинами почти сходного порядка. При этом в зоне установившегося движения рабочей жидкости относительная проницаемость закладки возрастает по сравнению с начальной и утечки дутья снижаются. Характер выявленной закономерности, а также количественная ее оценка должны быть уточнены в ходе исследования на моделях.

В заключение автор считает своим долгом выразить искреннюю благодарность академику АН ЭССР профессору А. К. Хумалу за ценные советы и указания, а также кандидату технических наук Б. Х. Бродской и научному сотруднику Л. П. Паальме за оказанную товарищескую помощь.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. А. Агроскин, Современное состояние и перспективы развития работ Академии наук ЭССР по подземной переработке сланцев, Сб. «Горючие сланцы. Химия и технология», вып. 1, Москва—Таллин, 1954.
2. М. Я. Губергриц, Итоги второго этапа опытных работ по подземной термической переработке сланца по комбинированному методу, Сб. «Горючие сланцы. Химия и технология», вып. 1, Москва—Таллин, 1954.
3. М. Я. Губергриц, Технология и гидродинамика процесса подземной переработки сланца в опытных панелях, Сб. «Горючие сланцы. Химия и технология», вып. 1, Москва—Таллин, 1954.
4. М. Я. Губергриц, Л. П. Паальме, Исследование на моделях движения и распределения газовых потоков при подземной переработке сланца по комбинированному методу, Сб. «Горючие сланцы. Химия и технология», вып. 1, Москва—Таллин, 1954.
5. Р. Н. Муллокандов, Гидравлическое сопротивление слоя сферических частиц при изотермическом и неизотермическом потоке, Журнал технической физики, т. 48, вып. 8, 1948.
6. С. И. Файнгольд, Характеристика технологического процесса подземной переработки сланца, Сб. «Горючие сланцы. Химия и технология», вып. 1, Москва—Таллин, 1954.
7. С. И. Файнгольд, М. Я. Губергриц, Б. Х. Бродская, Гидродинамика процесса подземной газификации, Известия АН ЭССР. Серия технич. и физ.-мат. наук, т. VI, № 1, 1957.
8. А. К. Фрейберг, Проектное задание горной части промышленной установки комбинированного метода использования сланца, Сб. «Горючие сланцы. Химия и технология», вып. 1, Москва—Таллин, 1954.
9. И. А. Чарный, Подземная гидромеханика, Гостехиздат, 1948.
10. В. Н. Шелкачев и Б. Б. Лапук, Подземная гидравлика, ГНТИ, 1949.

Институт химии
Академии наук Эстонской ССР

Поступила в редакцию
2 VIII 1957

MÕNINGAID POOLPIIRITLETUD KIHII TEOORIA PROBLEEME PÕLEVKIVI MAA-ALUSEL GAASISTAMISEL KOMBINEERITUD MEETODIL

M. Gubergrits,

tehniliste teaduste kandidaat

Resümee

Artiklis käsitletakse teoreetilisi ja eksperimentaalseid probleeme, mis on seotud kombineeritud meetodil põlevkivi maa-aluse gaasistamise hüdrodünaamilise protsessiga. Eksperimentaalse materjali analüüsi alusel fikseeritakse poolpiiritletud kihij teooria kohandatus paneel-kihtide süsteemi kirjeldamiseks mitmesugustes tingimustes balanseeritud hüdrodünaamilise režiimi juures.

Antud gaasifaasi bilansi võrrandi alusel määratakse õhu- ja gaasivoolu kadu kihis termilisel režiimil, olenevalt mitmesugustest teguritest. Esitatud kontseptsioon selgitab balanseeritud režiimi olemust; on toodud võrrand paneeli täidise ja ümbritseva terviku läbilaskvuse ligikaudseks võrdlemiseks süsteemi mitmesugustes tsoonides.

Juhitakse tähelepanu vajadusele rea seaduspärasuste spetsiaalseks uurimiseks mudele abil, et täpsustada andmeid maa-aluse gaasistamisprotsessi hüdrodünaamiliste arvutuste teaduslike aluste väljatöötamiseks.

*Eesti NSV Teaduste Akadeemia
Keemia Instituut*

Saabus toimetusse
2. VIII 1957

SOME PROBLEMS OF THE SEMI-INFINITE SEAM THEORY AT THE UNDERGROUND GASIFICATION OF SHALE BY MEANS OF THE COMBINED METHOD

M. Gubergrits

Summary

This article deals with some theoretical and experimental questions of the hydrodynamics of the so-called combined method of oil-shale underground gasification. The applicability of the semi-infinite seam theory is studied in order to give a method of mathematical description of an underground chamber — an oil shale seam system under various conditions and in a so-called balanced hydrodynamic state.

A gas-phase balance equation is given to define the blast air leakage as a function of various factors at a nonisothermal state. Finally, a theoretical conception is proposed to explain the nature of phenomena under a balanced hydrodynamic state. Approximate equations are formulated to define the relative permeability of a granular bed in the underground chamber and in the surrounding rock at different zones of the whole system.

Recommendations are given for conducting a further investigation of some phenomena by means of isothermic models with a view of developing a scientific method of hydrodynamic calculation for the underground gasification process.

*Academy of Sciences of the Estonian SSR,
Institute of Chemistry*

Received
August 2, 1957