

Глава 1



ГИДРАВЛИКА СКВАЖИНЫ

1.1. ХАРАКТЕР ПРИТОКА К СКВАЖИНЕ И ФАКТОРЫ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ ЕЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ

Производительность скважины определяется гидравлическими потерями напора на всех участках движения потока. Обобщенный закон гидравлического сопротивления определяется формулой, включающей слагаемые, пропорциональные первой и второй степеням скорости фильтрации или движения потока

$$J = av + bv^2, \quad (1.1)$$

где J – потери напора; a , b – обобщенные коэффициенты соответственно ламинарного и турбулентного гидравлического сопротивлений; v – скорость движения потока.

Обобщенные коэффициенты ламинарного и турбулентного гидравлического трения в формуле (1.1) носят обобщенный характер и имеют размерность соответственно метр в минус второй степени на секунду и метр в минус пятой степени. Выражая производительность скважины Q через потери напора J и площадь движения потока S , получаем общее уравнение потока

$$Q = \sqrt{\frac{aS}{2b} + \frac{JS^2}{b}} - \frac{aS}{2b} \quad (1.2)$$

(Q , J , a и b – положительные величины).

Выражение (1.2) определяет обобщенную зависимость между производительностью скважины и создаваемым понижением, соответствующим потерям напора в системе скважина – пласт. Коэффициенты сопротивления a и b носят обобщенный характер и считаются функцией суммы ламинарных и турбулентных сопротивлений каждого элемента системы. Рассмотрим гидравлическую систему скважина – пласт и разобьем ее на характерные участки движения потока (рис. 1.1). В общем виде поток фильтруется в пласте, закольматированной околоскважинной зоне, че-

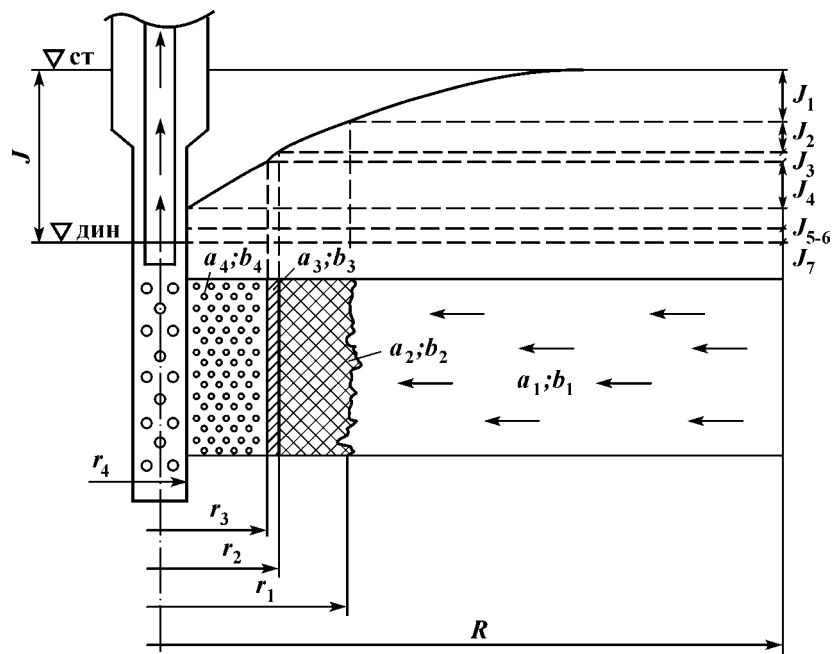


Рис. 1.1. Гидравлическая система скважина – пласт:
 r_1, r_2, r_3, r_4 – радиус соответственно зоны кольматации, глинистой корки, гравийной обсыпки, фильтра; R – радиус влияния скважины

рез слабопроницаемую корку на стенках скважины, преимущественно глинистую, гравийную обсыпку и фильтр, движется внутри фильтровых труб, водоподъемной к эксплуатационной колонне. Общие потери напора в системе скважина – пласт

$$J = J_1 + J_2 + J_3 + J_4 + J_5 + J_6 + J_7, \quad (1.3)$$

где $J_1, J_2, J_3, J_4, J_5, J_6, J_7$ – потери соответственно в пласте, зоне кольматации, глинистой корке, обсыпке, контактные в системе фильтр – порода, фильтре, трубах.

Каждый элемент системы характеризуется определенными гидравлическими сопротивлениями a и b с индексом, соответствующим порядковому номеру элемента, начиная от пласта. Решая уравнение (1.3), получаем выражение для общей производительности системы скважина – пласт как функцию понижения J и коэффициентов гидравлического сопротивления каждого элемента движения потока, т. е.

$$Q = \sqrt{\frac{a_1 S_1 + \dots + a_n S_n}{2(b_1 + \dots + b_n)} + J \left(\frac{S_1^2}{b_1} + \dots + \frac{S_n^2}{b_n} \right)} + \frac{a_1 S_1 + \dots + a_n S_n}{2(b_1 + \dots + b_n)}. \quad (1.4)$$

Анализ уравнения (1.4) позволяет установить, что наиболее оптимальные режимы эксплуатации должны обеспечивать ламинарный режим фильтрации во всех элементах гидравлической системы. В этом случае дополнительные потери напора, обусловленные турбулизацией потока и характеризующиеся вторым членом уравнения (1.1), обращаются в ноль. В таком случае дебит скважины

$$Q = J \left(\frac{a_1}{S_1} + \dots + \frac{a_n}{S_n} \right)^{-1}. \quad (1.5)$$

В случае ламинарного режима фильтрации увеличение понижения J сопровождается прямо пропорциональным ростом производительности Q . При турбулизации потока на одном и более элементах движения увеличение понижения начинает сопровождаться все более медленным ростом производительности. В случае перехода системы на турбулентный режим эксплуатации увеличение понижения не приводит к существенному увеличению дебита и эксплуатация становится экономически невыгодной. Зависимость производительности скважины от понижения для турбулентного режима эксплуатации определяется выражением

$$Q = \sqrt{J \left(\frac{b_1}{S_1^2} + \dots + \frac{b_n}{S_n^2} \right)^{-1}}. \quad (1.6)$$

Зависимость между производительностью скважины и понижением носит постоянный характер только в случае установившегося режима эксплуатации. В реальных условиях в начальный момент эксплуатации или опробования откачкой, сработке уровней, подключения и выключения соседних скважин и других зависимостей понижения и дебита начинает изменяться во времени. Это объясняется инерционностью системы скважина – пласт. При создании понижения (при откачке) возмущение сначала воспринимается скважиной, фильтром, обсыпкой и только потом закольцованной зоной и пластом. При возмущении в начальный период происходит саморегуляция системы на заданную величину воздействия, при которой потери напора перераспреде-

ляются между элементами системы до момента, когда возникает ее гидродинамическое равновесие или установившийся режим эксплуатации. В случае изменения возмущения происходит перераспределение потерь напора между элементами системы, обусловленное ее саморегуляцией до вновь установившегося равновесия.

При откачке в скважине создается понижение величиной J (рис. 1.2). В соответствии с величинами гидравлических сопротивлений каждого элемента системы распределения потерь напора на каждом этапе движения могут быть различными. Диаграммой 1 показана типовая кривая потерь напора в скважине. Потери напора в трубах J_7 складываются из потерь напора в эксплуатационной и фильтровой колонне. Учитывая, что обычно диаметр эксплуатационной колонны больше диаметра фильтровой и фильтра длиной L_{ϕ} , интенсивность роста потерь напора на единицу $L_{\text{эк}}$ и $L_{\text{фк}}$ внутри скважины различна. Существенные потери напора приходятся на фильтр J_5, J_6 , глинистую корку J_3 и закольматированную зону J_2 . Проницаемость гравийной обсыпки

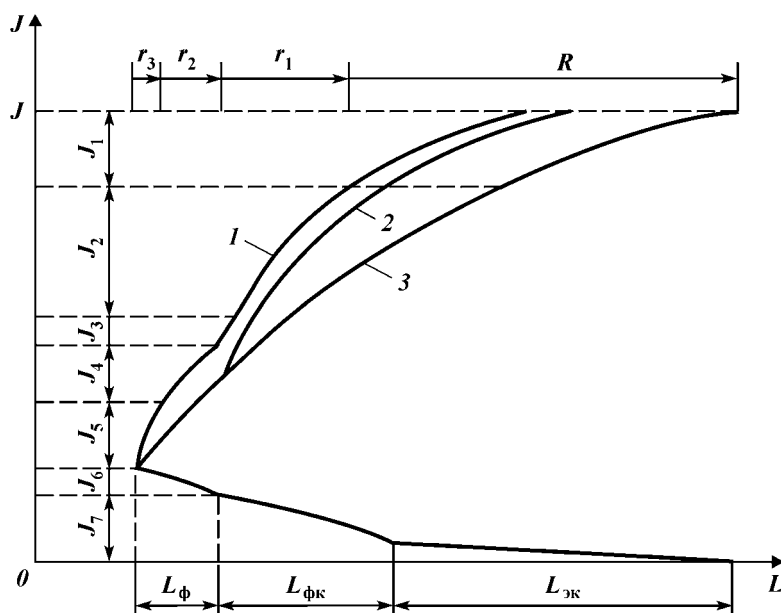


Рис. 1.2. Диаграммы потерь напора в элементах системы скважина – пласт
20

при правильном подборе и технологии установки больше естественной проницаемости пласта и закольматированной зоны. Поэтому интенсивность роста потерь напора по толщине обсыпки J_4 меньше, чем в закольматированной J_2 зоне и в пласте на таком же интервале удаления от скважины.

Диаграмма 2 показывает перераспределение потерь напора между элементами системы скважина – пласт при замене менее проницаемого фильтра на более проницаемый, с учетом поддержания постоянного возмущения. В случае снижения доли потерь напора в околоскважинной зоне больший перепад давления приходится на пласт, увеличивается радиус влияния скважины и соответственно растет ее производительность. Если технология сооружения скважины позволяет избежать кольматации и образования глинистой или полимерной пленки, то перепад давления на пласт также увеличивается и появляется дополнительная возможность увеличения дебита. Случай исключения дополнительных потерь напора в закольматированной зоне и корке показан диаграммой 3.

Необходимо отметить, что с увеличением производительности, вызванным снижением гидравлического сопротивления в элементах системы скважина – пласт, распределение напора по элементно будет изменяться. Например, угол наклона диаграмм потерь напора в трубах J_7 к оси абсцисс с увеличением дебита будет более крутым.

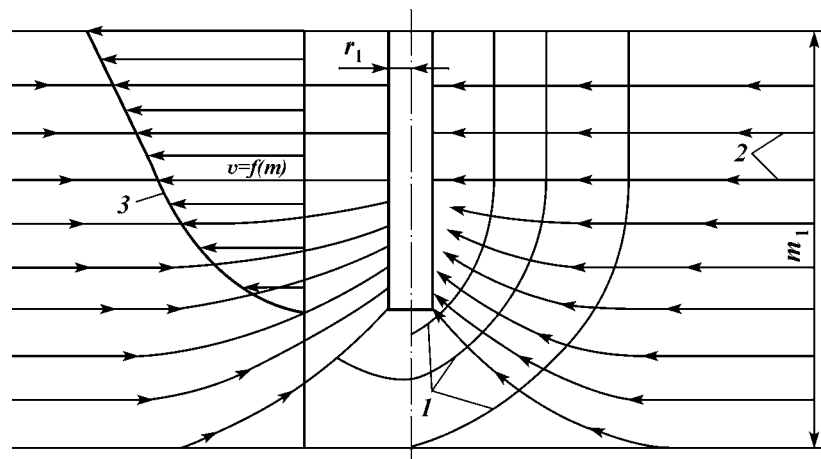


Рис. 1.3. Схема движения потока в скважине:
 1 – линия постоянного давления; 2 – линия тока; 3 – эюра скоростей притока;
 $v = f(m)$ – эюра скорости притока по мощности пласта

Увеличение производительности скважины может быть достигнуто снижением гидравлического сопротивления движению потока на одном из элементов системы скважина – пласт (рис. 1.3). Поэтому интересно рассмотреть отдельно каждый элемент гидродинамической системы с целью определения возможных перспектив снижения в них гидравлического сопротивления, выработки требований к применяемой технике и технологии сооружения и эксплуатации скважин.

1.1.1. ДВИЖЕНИЕ ПОТОКА В ПЛАСТЕ

Уравнение потерь напора в пласте может быть получено при интегрировании выражения (1.1) с учетом предположения о ламинарном режиме фильтрации на всем интервале притока и равенстве второго слагаемого, пропорционального квадрату скорости, нулю. В большинстве реальных условий такое предположение вполне справедливо. Зависимость потерь напора в пласте J от расхода Q в таком случае имеет вид

$$J_1 = \frac{\mu Q}{2\pi k m_1} \ln \frac{R}{r_1}, \quad (1.7)$$

где μ – вязкость воды или другого флюида; k – коэффициент проницаемости пласта в естественном состоянии; m_1 – мощность пласта; R – радиус влияния скважины; r_1 – минимальный радиус пласта с ненарушенными фильтрационными свойствами.

Известно, что на удаленных участках пласта наблюдается плоскорадиальный поток, а в околоскважинной зоне линии тока деформируются в сторону верхних интервалов (рис. 1.3). Из-за искривления линий тока возникают дополнительные потери напора, которые принято учитывать в специально вводимой формуле (1.7) поправкой на несовершенство скважины по степени вскрытия ζ_1 [2, 23]

$$J_1 = \frac{\mu Q}{2\pi k m_1} \left(\ln \frac{R}{r_1} + \zeta_1 \right). \quad (1.8)$$

Обычно под значениями ζ_1 понимают отношение длины фильтра к мощности водоносного пласта.

Существующие представления о направлении движения потока в пласте и околоскважинной зоне не согласуются с практическими результатами опробования. Многочисленные экспериментальные и теоретические исследования свидетельствуют о том, что характер входных скоростей по мощности пласта хорошо описывается законом гиперболических синусов [13]. Скорости притока возрастают от нижней к верхней границе продук-

тивного интервала, причем и интенсивность роста скоростей притока увеличивается в том же направлении. По всей видимости, заданному характеру распределения скоростей притока соответствует типовая функция распределения давления по мощности пласта, которая также согласуется с законом гиперболических синусов или тангенсов в степени от единицы до двух. Учитывая, что поток в пласте ламинарный и скорость пропорциональна перепаду давления в первой степени, преимущественная степень функции гиперболических синусов или тангенсов принимается равной единице. Если знать типовой характер распределения скорости потока и перепада давления по мощности пласта, то можно построить изогипсы постоянного давления в пласте и околоскважинной зоне (см. рис. 1.3).

Направление линий тока всегда перпендикулярно поверхности, полученной при вращении изогипсы постоянного давления вокруг оси скважины. Сопоставляя реальную поверхность постоянного давления и типовые линии тока (см. рис. 1.3), можно сделать вывод о том, что они не перпендикулярны. Кроме этого, если в верхней части пласта (см. рис. 1.3) искривления линий тока не происходит, то и приток на единицу длины этого интервала должен быть постоянным. Сгущение линий тока в нижнем интервале водопитока должно сопровождаться интенсификацией дебита на единицу мощности пласта и ростом скоростей потока к нижней границе продуктивного интервала. В реальных условиях этого не происходит. Установившиеся представления о механизме движения потока в пласте не соответствуют данным опробования, поэтому необходимо вновь рассмотреть характер движения потока в пласте.

Движущийся в пласте поток ведет себя как саморегулируемая система, выбирающая наиболее энергетически выгодные формы и направления фильтрации. Поэтому направление движения потока в любой точке пласта будет обусловлено минимальными затратами энергии или потерями напора на перемещение к конечной точке движения.

Рассмотрим два возможных типовых варианта движения потока в пласте: плоскорадиальный и радиально-сферичный. При установившемся движении в пласте зависимость потерь напора от расхода выражается уравнением (1.8). В случае радиально-сферичного потока уравнение притока находится интегрированием выражения

$$dJ = \frac{\mu Q}{2\pi k \alpha r^2} dr,$$

где $\alpha = m_1/R$.

В результате интегрирования с учетом граничных условий получаем конечную формулу

$$J_1 = \frac{\mu Q}{2\pi k} \left(\frac{1}{r_1} - \frac{1}{R} \right). \quad (1.9)$$

Проанализируем выражения (1.8) и (1.9). Предположим, что энергетические потенциалы того и другого потока равны. Тогда, приравняв правые части уравнений (1.8) и (1.9), получим

$$\frac{\mu Q}{2\pi k m_1} \ln \frac{R}{r_1} = \frac{\mu Q}{2\pi k} \left(\frac{1}{r_1} - \frac{1}{R} \right).$$

Проведя необходимые сокращения, получим

$$\ln \frac{R}{r_1} = m_1 \left(\frac{1}{r} - \frac{1}{R} \right) = \frac{R}{r} - 1. \quad (1.10)$$

Левая часть уравнения (1.10) характерна для плоскорадиального потока, а правая для радиально-сферического. На рис. 1.4 представлены графики зависимости $y_1 = \ln \frac{R}{r_1}$ (1) и $y_2 = m \left(\frac{1}{r} - \frac{1}{R} \right)$ (2). На удаленных участках пласта $y_1 > y_2$, а вблизи скважины наоборот $y_1 < y_2$ (см. рис. 1.4). Итак, для отдаленных интервалов пласта более энергетически выгодным считается радиально-сфе-

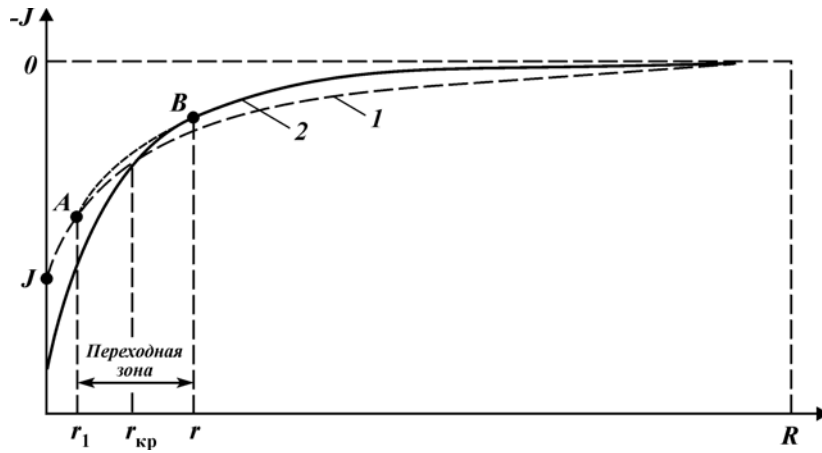


Рис. 1.4. Зависимость потерь напора с удалением для радиально-сферического (2) и плоскорадиального (1) потоков

ричная форма движения потока, а для околоскважинной зоны – плоскорадиальная. Между ними существует переходная зона, в которой происходит искривление линий тока и перераспределение потока (AB – кривая саморегулирования). Интервал потока, на котором происходит переход с радиально-сферичной к плоскопараллельной форме движения, получил название переходной зоны. В табл. 1.1 представлены типовые размеры переходной зоны и критического радиуса удаления от скважины $r_{кр}$, при котором $y_1 = y_2$ и обе формы движения с энергетической точки зрения равноценны.

Физический смысл характера движения потока (рис. 1.5) легко объясняется следующим образом. Проинтегрировав эпюру давления по мощности пласта, можно определить точку в пласте на равном удалении от скважины, к которой направлен градиент давления движущегося потока в любом интервале. Расположение искомой точки будет значительно смещено от верхней границы эксплуатируемого интервала. Поэтому потоку на удаленных участках, характеризующихся малыми скоростями движения v , будет целесообразно двигаться в направлении градиента давления, т.е. в радиально-сферичном потоке. По мере продвижения потока к скважине его сечение уменьшается и существенно возрастают скорости потока, а значит и гидравлические потери напора. На определенном расстоянии от скважины поток начинает выполаживаться, увеличивается «живое» сечение, что способствует снижению скоростей фильтрации и переходу в более энергетически выгодную форму движения. Несмотря на то, что увеличива-

Таблица 1.1

Типовые размеры переходной зоны и критического радиуса удаления от скважины, на котором происходит перераспределение потока

Мощность пласта, м	Радиус влияния скважины, м	Размер переходной зоны, м	Критический радиус $r_{кр}$, м
10	10	8–14	Только радиально-сферичный поток
	20		6,0
	50		4,6
	100		2,8
	1000		1,54
20	3000	14–32	1,29
	20		Только радиально-сферичный поток
	40		12,0
	100		9,2
	200		5,6
50	2000	32–60	3,08
	100		30,0
	250		23,0
	500		14,0
	5000		7,6

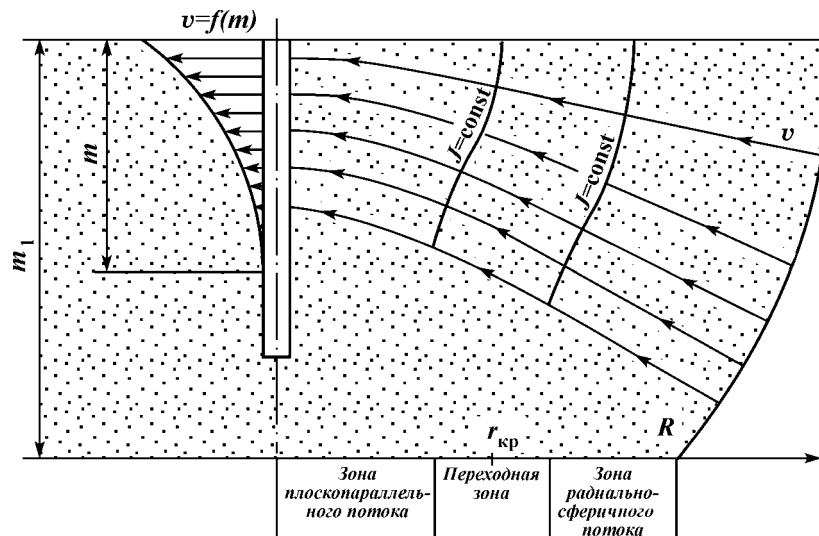


Рис. 1.5. Характер фильтрации в скважине с учетом минимума энергетических затрат

ется длина линий тока, возможное увеличение потерь напора за счет этого компенсируется их уменьшением из-за снижения скоростей фильтрации.

Итак, принимая во внимание один из основных законов гидравлики, предполагающий движение потока по пути наименьшего сопротивления с минимальными энергетическими затратами, в пласте на отдаленных участках образуется радиально-сферический поток, который на некотором участке начинает выплываться и постепенно переходит в плоскорадиальный. Реальные расходограммы подтверждают предложенную схему движения потока. Наибольшая интенсивность потока наблюдается в верхних интервалах пласта, где сгущение линий тока максимальное. В нижних интервалах пласта частота линий тока существенно снижается из-за несовпадения направления движения с градиентом давления, что свидетельствует о меньшей интенсивности притока, чем в верхних интервалах.

Одним из наиболее важных выводов, следующих из представленной схемы притока к скважине, – возможность определения той части пласта, которая интенсивно нагружена. Наибольшую нагрузку принимают верхние интервалы пласта, отстоящие от верхней границы на расстоянии

$$m = r_{\text{кр}} m_1 / R. \quad (1.11)$$

При оценке потерь напора в пласте следует учитывать изменение характера движения потока. На отдаленных участках будет справедлива зависимость (1.9) для радиально-сферического потока, а для околоскважинной зоны формула (1.7) для плоскорадиального потока. Формула (1.9) для радиально-сферического потока справедлива в интервале от $r_{\text{кр}}$ до радиуса влияния скважины R , а зависимость (1.7) в интервале от радиуса пласта с нарушенной структурой r_1 до критического радиуса $r_{\text{кр}}$, при котором происходит изменение характера движения потока. Необходимо отметить, что при определении потерь напора в зоне плоскорадиального потока следует учитывать не номинальную мощность пласта m_1 , а реальный интервал фильтрационного потока, определяемый по формуле (1.11).

Потери напора в пласте

$$J_1 = \frac{\mu Q}{2\pi k m} \left[\ln \frac{r_{\text{кр}}}{r_1} + \left(\frac{m}{r_{\text{кр}}} - \frac{m}{R} \right) \right]. \quad (1.12)$$

Сопоставляя уравнение (1.12) с традиционной формулой (1.7) и (1.8), можно определить реальные значения коэффициента дополнительного сопротивления на несовершенство скважины по степени вскрытия пласта

$$\zeta_1 = \frac{m}{R} - \frac{m}{r_{\text{кр}}}. \quad (1.13)$$

Из формулы (1.13) следует, что истинное несовершенство скважины по степени вскрытия не зависит от отношения глубины вскрытия пласта скважиной. Это положение подтверждается практикой. Многие скважины, вскрывшие пласт на полную мощность, характеризуются либо отсутствием, либо незначительным притоком в нижних интервалах, которые оказываются неработающими. В этой связи, несмотря на совершенство вскрытия при бурении пласта на всю мощность в реальных условиях, такого совершенства не обеспечивается из-за отсутствия притока через нижние интервалы.

В начальный период откачки при малом радиусе влияния скважины несовершенство по степени вскрытия пласта меньше и нижние интервалы нагружены более интенсивно. С течением времени радиус влияния скважины увеличивается и возрастает дифференциация скоростей потока по мощности пласта, в результате которой приток через нижние интервалы уменьшается. При установившемся режиме фильтрации несовершенство по степени вскрытия пласта достигает максимальных значений.

Характер движения потока к скважине рассмотрен для установившегося режима фильтрации, но полученные выводы можно легко распространить и на неустановившийся режим, предположив изменяющийся во времени радиус влияния постоянным на определенном промежутке времени. Характер движения при этом не изменится.

1.1.2. ДВИЖЕНИЕ ПОТОКА В ЗОНЕ КОЛЬМАТАЦИИ

При вскрытии продуктивного пласта в него попадают инородные примеси и фильтрат раствора промывочной жидкости, что снижает естественную проницаемость в околоскважинной зоне. Для определения потерь напора или сопротивления зоны кольматации важно знать ее размеры и характер снижения проницаемости по мере приближения к стенкам скважины.

Глубина проникновения фильтрата раствора в пласт изменяется в широких пределах и зависит от фильтрационных свойств пород и технологии промывки при вскрытии. Наиболее существенное влияние на глубину проникновения фильтрата раствора оказывает глинистая корка и характер закупоривания стенок скважины шламом.

Наиболее опасна кольматация естественными растворами с низкими структурными свойствами, параметры которых сложно контролировать и регулировать в процессе бурения. Естественные растворы имеют условную вязкость в пределах 15,5–18 с и при контакте со стенками скважины не образуют слабопроницаемой корки. Поэтому глубина проникновения естественных растворов в пласт максимальна.

Данные глубины проникновения довольно вязких жидкостей (табл. 1.2) с достаточной точностью нельзя аппроксимировать для естественных растворов. Глубину проникновения раствора любой вязкости можно определить по формуле неустановившейся фильтрации. Расход поглощения пластом при вскрытии

$$Q = \frac{4\pi kmJ}{\mu \left(\ln \frac{4at}{r_1^2} - 0,5772 \right)}, \quad (1.14)$$

где a – коэффициент пьезопроводности пласта, изменяющийся от 0,1 до 5,0 м²/с; t – время контакта породы с раствором.

Объем поглощенной пластом жидкости можно выразить через глубину проникновения раствора

$$Q = \pi m(r_1^2 - r_2^2). \quad (1.15)$$

Таблица 1.2

Глубина проникновения фильтрата в пласт при репрессии 0,01 МПа

Размер зерен песка, мм	Глубина проникновения фильтрата при вязкости по СПВ-5, мм			
	50	45	28	24
3-4	300	300	300	300
2-2,5	300	300	300	300
1-1,25	52	105	157	207
0,5-0,035	5	12	25	42
0,25-0,3	0	0	3	5

Решая уравнения (1.14) и (1.5), получаем

$$r_1 = \sqrt{r_2^2 + \frac{4kj}{\mu \left(\ln \frac{4at}{r_2^2} - 0,5772 \right)}}. \quad (1.16)$$

Уравнение (1.16) справедливо только в том случае, когда на стенках скважины не образуется корки. В реальных условиях при вскрытии пласта вращающаяся колонна бурильных труб постоянно контактирует с породой и нарушает образовавшуюся корку, что не позволяет процессу поглощения стабилизироваться. При использовании маловязких естественных растворов образование корки – процесс длительный, несоизмеримый со временем вскрытия пласта. В этой связи используя выражение (1.16) для наиболее опасного случая кольматации, можно получить точное описание процесса проникновения фильтрата в пласт.

При вязкости раствора, приближающейся к вязкости воды, глубина проникновения не ограничена и зависит от времени контакта раствора с пластом (рис. 1.6). Многие исследователи [6, 13, 19] отмечают, что глубина проникновения фильтрата раствора – величина конечная и находится в пределах 50–300 мм. Это объясняется необратимыми процессами, происходящими в пласте при проникновении в поры глинистых частиц.

Объем глинистых частиц в воде увеличивается более чем на порядок в течение времени. Шлам глинистых пород, образованный при бурении под отстойник, разбурировании глинистых пропластков, кровли, попадает вместе с раствором в пласт, где частицы глины откладываются в порах, а фильтрат проникает вглубь. С течением времени глинистые частицы набухают, естественная пористость пласта уменьшается, увеличивается сопротивление фильтрационному потоку и расход поглощения снижается.

Таким образом, в околоскважинной зоне образуется малопроницаемый экран, мощность которого зависит от глубины про-

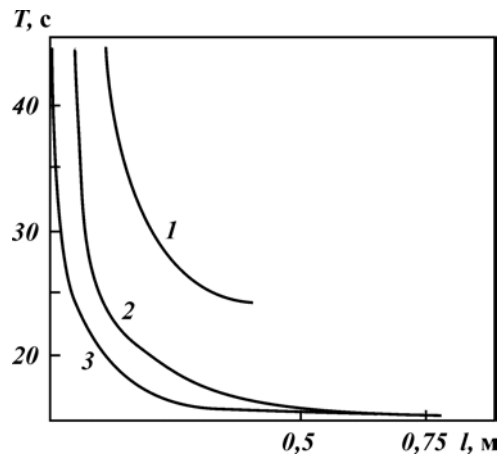


Рис. 1.6. Зависимость условной вязкости раствора от глубины проникновения фильтрата в песок разного фракционного состава: 1 — тонкозернистый; 2 — мелкозернистый; 3 — среднезернистый

никновения глинистых частиц. Эксперименты показали, что при фильтрации естественных растворов, обогащенных глинистым шламом, пески различного состава при определенной толщине обладают способностью задерживать глинистые частицы размером, опасным для необратимого заполнения порового пространства. Данные относительно глубины проникновения глинистых частиц в пески различного состава приведены ниже.

Тип песков.....	Пылеватые	Тонкозернистые	Мелкозернистые	Среднезернистые	Крупнозернистые	Гравий
Глубина проникновения глинистых частиц, мм.....	≤50	50–100	100–250	250–350	350–1200	>1200

Обычно глубину проникновения глинистых частиц отождествляют с глубиной проникновения фильтрата раствора, но это неверно. Глубина проникновения фильтрата существенно выше, однако оценить ее величину сложно из-за ограниченного объема моделей. Проникновение в пласт фильтрата, очищенного от глинистых и других видов примесей, не окажет существенного отрицательного влияния на фильтрационные свойства пласта.

В непосредственной близости от стенок скважины откладываются наиболее крупные частицы глинистого шлама, размер которых по мере удаления к пласту уменьшается. С заполнением околоскважинной зоны глинистыми частицами снижается пористость и проницаемость пород поглощения раствора замедляется.

Наиболее интенсивно набухают глинистые частицы в течение первых 30–50 мин с момента их разбуривания. В это время объем набухания увеличивается более чем в 2 раза. Динамика набухания глинистых частиц по данным Г.П. Квашнина иллюстрируется данными, приведенными ниже.

Тип бентонитовых глин	Са-бентонит	Na-бентонит	Естественный бентонит
Время предельного набухания, ч	24	42	120
Предельное набухание, %	124	840	252

Естественная пористость пласта в зоне проникновения глинистого шлама может уменьшиться в сотни раз в зависимости от степени заполнения пор кольматантом. Для количественного определения характера снижения проницаемости необходимо знать объем глинистых частиц, поступающих в пласт.

При вскрытии пласта с промывкой чистой водой в пласт могут проникать частицы глины, образованные при разбурировании глинистых пород и наработке естественного раствора. Объем разбуренной глинистой породы, поступающей в раствор,

$$W = \pi r_2^2 \sum_{i=1}^{i=n} m_i, \quad (1.17)$$

где n – число глинистых пропластков; m_i – мощность i -го пропластка.

В случае, когда для вскрытия пласта невозможно применить чистую воду и скважину промывают раствором с начальной вязкостью, объем глинистых частиц,

$$W = W_p \frac{\left(1 - \frac{\rho_p}{\rho_v}\right)}{\left(1 - \frac{\rho_r}{\rho_v}\right)}, \quad (1.18)$$

где W_p , – объем промывочной жидкости, выходящей на поверхность в пласт в процессе вскрытия; ρ_p – плотность раствора, выходящего на поверхность; ρ_v – плотность воды; ρ_r – плотность глин.

В процессе вскрытия пласта важно знать объем поглощаемой промывочной жидкости, который легко определяется разницей объемов нагнетаемого в скважину и выходящего из сливной магистральной раствора. В этом случае объем глинистых частиц

$$W = (W_0 - W_p) \frac{(1 - \rho_p / \rho_v)}{(1 - \rho_r / \rho_v)}, \quad (1.19)$$

где W_0 – расход промывочной жидкости.

В типовых разрезах поглощение промывочной жидкости $W_0 - W_p$ составляет 0,15–0,4 м³ на 1 м вскрытого пласта.

Естественная пористость пласта, сложенного песками типового состава, изменяется от 30 до 40 %. В этой связи общий объем пор в околоскважинной зоне до заполнения глинистыми частицами

$$W_{\Pi} = \pi m_1 a (r_1^2 - r_2^2), \quad (1.20)$$

где m_1 – мощность пласта; a – пористость пласта; r_1 – радиус зоны кольматации; r_2 – радиус скважины.

Сопоставляя выражения (1.20) и (1.19), можно определить снижение пористости пласта в околоскважинной зоне, за счет проникновения глинистых частиц

$$\Delta a = \pi m a (r_1^2 - r_2^2) - (W_0 - W_p) \frac{(1 - \rho_p / \rho_B)}{(1 - \rho_r / \rho_B)}. \quad (1.21)$$

Кольматация обусловлена проникновением фильтрата и частиц глины (табл. 1.3). Основное снижение проницаемости вызвано проникновением в пласт глинистых частиц. Проникновение фильтрата глинистого раствора приводит к менее существенному снижению проницаемости.

Естественная проницаемость пластового песка при кольматации глинистым раствором снижается в 1,15–6,1 раза. Принимая во внимание набухание глин в порах продуктивного пласта с течением времени после вскрытия, фильтрационные параметры будут ухудшаться.

Учитывая, что глина в околоскважинной зоне в первые 20–120 ч после вскрытия набухает, значения Δa , найденные по формуле (1.21), со временем будут снижаться. С учетом набухания глин действительная пористость пород за счет кольматации глинистыми частицами

$$\Delta a = \pi m a (r_1^2 - r_2^2) - c (W_0 - W_p) \frac{(1 - \rho_p / \rho_B)}{(1 - \rho_r / \rho_B)}, \quad (1.22)$$

где c – коэффициент набухания глин, предельные значения которого для Са-бентонита, Na-бентонита и естественного бентонита соответственно равны 124; 840; 252.

Пропорционально снижению пористости во времени опережающими темпами будут ухудшаться фильтрационные параметры песков продуктивного пласта в околоскважинной зоне. Наиболее интенсивно происходит экранизация скважины от пласта при набухании в порах глин в первые часы после вскрытия.

Для установления связи между изменением пористости и проницаемости воспользуемся уравнением Козени – Кармана

$$\frac{k_2}{k_1} = \frac{j_1}{j_2} \left(\frac{S_1}{S_2} \right)^2 \left(\frac{W_{\Pi_2}}{W_{\Pi_1}} \right)^3,$$

где k_1, k_2 – проницаемость соответственно удаленной части пласта и закольматированности зоны; S_1, S_2 – удельная поверхность

Таблица 1.3

**Изменение коэффициента фильтрации песка при кольматации
естественным раствором и глинистым шламом**

Исходная характеристика пластового песка			Коэффициент фильтрации песка при кольматации естественным раствором с глинистым шламом фракции				
Фракция	Размер, мм	Коэффициент фильтрации, м/сут	0,05-0,1	0,5-1	1-2	2-5	5-8
Песок:							
очень крупный	2-1	3-10	4,5-6,0	2,4-4,0	6,0-8,1	6,0-8,0	5,7-7,8
крупный	1-0,5	5-8	1,6-3,3	3,2-5,6	4,4-6,7	4,4-6,7	4,2-6,8
средний	0,5-0,25	2-5	0,5-1,1	1,4-4,1	1,6-4,8	1,7-4,7	1,4-4,2
мелкий	0,25-0,1	1-2	0,2-0,4	0,8-1,6	0,7-1,7	0,7-1,7	1,6-1,4
тонкий	0,1-0,05	0,5-1	0,08-0,2	0,33-0,8	0,35-0,7	0,36-0,8	0,36-0,8
Пыль:							
крупная	0,05-0,001	0,1-0,5	0,08-0,4	0,08-0,4	0,08-0,4	0,09-0,4	0,08-0,3
тонкая	0,001-0,0005	0,05-0,1	0,03-0,08	0,03-0,08	0,03-0,08	0,04-0,08	0,04-0,09

порового пространства соответственно в удаленной и закольматированной зоне пласта; j_1, j_2 – постоянные Козени – параметры геометрии порового пространства соответственно в удаленной и закольматированной зоне пласта.

Из представленного уравнения следует, что в наибольшей степени на снижение проницаемости пород в околоскважинной зоне влияет снижение пористости и удельной поверхности. Влияние значений постоянной Козени на изменение естественной проницаемости менее существенно.

Характер снижения проницаемости пласта в околоскважинной зоне не носит линейного характера. Эксперименты, проведенные автором, показали, что проницаемость пласта при кольматации от границы зоны к стенкам скважины уменьшается по степенному закону, согласно которому темп снижения проницаемости при кольматации глинистыми частицами увеличивается с приближением к стволу скважины (рис. 1.7).

Снижение проницаемости в околоскважинной зоне может быть обусловлено проникновением в пласт шлама безглинистого состава, находящегося в промывочной жидкости. Безглинистый шлам не склонен к набуханию и поэтому его проникновение в пласт не столь опасно, сколько проникновение частиц глины. Однако, в некоторых случаях (например, при вскрытии неоднородной толщи песков) наиболее проницаемые интервалы, сложенные более крупными частицами, могут кольматироваться на существенную глубину мелкими фракциями. Проникновение шлама в пласт может наблюдаться только при соблюдении определенного геометрического соотношения размеров пор и миграционных частиц.

Если размер частиц шлама в растворе не более чем в 5–6 раз меньше среднего размера частиц продуктивного интервала, то механической кольматации и закупоривания пор пласта не будет. При отношении среднего размера частиц песка продуктивного интервала к размеру шлама от 7 до 12 будет наблюдаться меха-

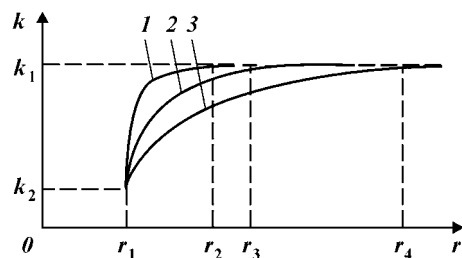


Рис. 1.7. Зависимость проницаемости породы в зоне кольматации от радиуса удаления при различной вязкости фильтра (в с):
1 – 32; 2 – 20; 3 – 15,5

ническая кольматация и закупорка пор на глубину от 50 до 100 мм в зависимости от расхода и режима фильтрации раствора в пласт. Если соотношение размеров песка и шлама более 12, то глубина проникновения частиц резко возрастает. Основным фактором, определяющим глубину проникновения шлама в пласт, в этом случае считается не геометрическое соотношение размеров, а скорость фильтрационного потока, уходящего в пласт и его несущая способность. А.Е. Смолдырев рекомендует для определения скорости фильтрационного потока v , способной транспортировать частицу шлама размером d , формулу

$$v = \sqrt{2 \frac{\rho_t - \rho}{\psi \rho} g d}, \quad (1.23)$$

где ρ_t – плотность транспортируемой частицы; ψ – коэффициент сопротивления обтеканию частицы шлама; g – ускорение свободного падения.

Выражая в уравнении (1.23) скорость фильтрации через расход и площадь живого сечения, получаем уравнение для определения глубины проникновения шлама размером d в пласт

$$r_m = \frac{Q}{2\pi m \sqrt{2 \frac{\rho_t - \rho}{\psi \rho} g d}}. \quad (1.24)$$

Принимая во внимание типовые расходы поглощения и размеры шлама на основании анализа формулы (1.24), можно сделать вывод о том, что глубина проникновения шлама редко превышает 200–300 мм. При проникновении в пласт мелких фракций песка часть пор закупоривается и существенно снижается проницаемость. При проникновении в пласт мелких фракций его проницаемость может снижаться до значений меньших проницаемости мелких фракций. С.В. Комиссаров установил, что проницаемость разнородных смесей обычно соответствует проницаемости мелкой фракции, составляющей 10 % от общего ситового отсева. Поэтому при заполнении пор мелким шламом на 25–30 % проницаемость околоскважинной зоны будет близка к проницаемости шлама.

Результаты обобщения экспериментальных данных по характеру изменения естественной проницаемости пласта при проникновении в него шлама представлены в табл. 1.4. Коэффициенты фильтрации и проницаемости при частичном заполнении пор шламом уменьшаются преимущественно в 4–10 раз. Наиболее интенсивно проявляется механическая кольматация шламом пла-

Таблица 1.4

Фильтрационные параметры пласта при проникновении в него шлама

Исходная характеристика пород продуктивного пласта			Характеристика проникающего в пласт шлама			Параметры пласта при проникновении шлама в околоскважинной зоне		
Фракции частиц пласта	Размер частиц пласта, мм	Коэффициент фильтрации, м/сут	Размер шлама менее, мм	Фракция шлама	Коэффициент фильтрации, м/сут	Абсолютное изменение фильтрации, м/сут	Относительное снижение фильтрационных параметров	
Галька и щебень:	очень крупная	200–100	>500	32–16	очень крупная	50–80	>450	10
	крупная	100–60	300–500	16–10	крупная	40–50	250–450	8–10
	средняя	60–40	100–300	10–6	средняя	20–40	30–260	5–15
	мелкая	40–20	60–100	6–3	мелкая	14–20	46–80	4–5
Гравий:	крупный	20–10	40–60	3–1,6	крупная	8–14	32–46	4–5
	средний	10–4	20–40	1,6–0,66	средняя	5–8	15–32	4–5
	мелкий	4–2	10–20	0,06–0,33	мелкая	3–5	7–15	3,3–6
Песок:	очень крупный	2–1	8,0–10,0	0,33–0,16	средняя	1,5–3	6,5–7,0	3,3–6
	крупный	1–0,5	5,0–8,0	0,16–0,08	мелкая	1,0–1,5	4,0–6,5	4–6
	средний	0,5–0,25	2,0–5,0	0,04–0,02	«	0,2–0,4	1,8–4,6	8–10
	мелкий	0,25–0,1	1,0–2,0	0,02–0,01	«	0,1–0,2	0,9–1,8	10
	тонкий	0,1–0,05	0,5–1,0	0,01–0,008	«	0,05–0,1	0,45–0,9	10
Пыль:	крупная	0,05–0,001	0,1–0,5	0,008–0,004	«	0,01–0,05	0,09–0,45	10
	мелкая	0,05–0,001	0,05–0,1	0,001	«	0,001–0,01	0,049–0,09	10–50
Глинистые фракции:	грубые	0,005–0,001	0,001–0,05					
	тонкие	<0,001	0,001–0,01	<0,09				

тов, сложенных средне-, мелко- и тонкозернистыми песками, пылеватыми фракциями. Минимальное ухудшение фильтрационных параметров наблюдается в очень крупных песках и мелком гравии при размерах частиц от 1 до 4 мм.

Наиболее интенсивно заполняются шламом поры, непосредственно контактирующие со скважиной. По мере удаления от стенок скважины объем проникающего шлама резко снижается.

Характерно, что с увеличением неоднородности фракционного состава песков интенсивность механической кольтматации пор уменьшается. Проникновению шлама препятствует наличие мелких и средних фракций, присутствующих в естественном составе пластового песка. Наиболее опасна механическая кольтматация пластов, сложенных чередующимися относительно однородными пропластками различных фракций. В этом случае при бурении пропластков, содержащих мелкие и тонкие фракции песков, частицы, попадая в промывочную жидкость, будут кольтматировать более проницаемые пропластки, которые сложены более крупными и однородными частицами. Таким образом, в неоднородных (в отношении фильтрационных свойств) по мощности пластах при вскрытии за счет механической кольтматации шламом происходит их относительное выравнивание.

Данные табл. 1.3 и 1.4 показывают, что фильтрационные параметры при кольтматации фильтратом глинистого раствора, глинистым шламом и мелкими фракциями песков снижаются. В начальный момент времени при вскрытии уменьшение коэффициента фильтрации в наиболее неблагоприятных условиях может достигать 0,016–0,25. Необходимо учитывать, что с течением времени значение фильтрационных параметров может ухудшаться до еще меньших значений.

При определении потерь напора в зоне кольтматации целесообразно использовать обобщенный закон сопротивления движению потока [см. формулу (1.1)]. В отличие от случая определения потерь напора в пласте в зоне кольтматации нельзя пренебрегать турбулизацией потока в околоскважинной зоне. Во-первых, вблизи скважины существенно снижается площадь фильтрации и соответственно увеличивается скорость фильтрации. Во-вторых, за счет кольтматации пористость околоскважинной зоны также снижается, что приводит к росту скоростей фильтрации. Критический радиус скважины в реальных условиях либо соответствует, либо превышает радиус зоны существенной кольтматации r_1 (см. табл. 1.1). Поэтому движение потока в зоне кольтматации носит плоскорадиальный характер. Интегрирование выражения (1.1) с учетом турбулизации потока в околоскважинной зоне и плоскорадиального направления потока позволяет по-

лучить уравнение для определения потерь напора в зоне кольматации

$$J_2 = \frac{\mu Q}{2\pi k_2 m} \left[\ln \frac{r_1}{r_2} + \frac{Q}{2\pi m} \left(\frac{1}{r_2} - \frac{1}{r_1} \right) \right], \quad (1.25)$$

где m – реальная мощность пласта, фильтрующая поток, которая определяется по формуле (1.10).

При выводе уравнения (1.25) принималось, что фильтрационные параметры в зоне кольматации постоянны. Правильнее считать, что проницаемость или коэффициент фильтрации в околоскважинной зоне изменяется, увеличиваясь от стенок скважины к границам зоны кольматации согласно условию

$$k = \sqrt[n]{r/\omega}, \quad (1.26)$$

где n – показатель кольматации, характеризующий темп роста кольматации по радиусу зоны кольматации; r – радиус удаления оси скважины, на котором коэффициент фильтрации принимает значение k ; ω – параметр кольматации.

Дифференциальное уравнение потерь напора по радиусу зоны кольматации с учетом изменения коэффициента фильтрации [см. зависимость (1.26)] имеет вид

$$dJ = \frac{\mu Q}{2\pi m r \sqrt[n]{r/\omega}}. \quad (1.27)$$

Интегрирование равенства (1.27) с учетом граничных условий при изменении проницаемости по радиусу зоны кольматации от r_1 к r_2 позволяет получить выражение

$$J = \frac{\mu Q \sqrt[n]{\omega}}{2\pi m} \left(\frac{1}{\sqrt[n]{r_1}} - \frac{1}{\sqrt[n]{r_2}} \right). \quad (1.28)$$

Потери напора в зоне кольматации за счет турбулизации потока определяются после интегрирования уравнения

$$dJ = \frac{\mu Q^2}{4\pi^2 m^2 r^2 \sqrt[n]{r/\omega}}. \quad (1.29)$$

Тогда имеем

$$J = \frac{\mu Q^2 \sqrt[n]{\omega}}{4\pi^2 m^2} \frac{n}{(1+n)} \left(\frac{1}{r_1 \sqrt[n]{r_1}} - \frac{1}{r_2 \sqrt[n]{r_2}} \right). \quad (1.30)$$

Общие потери напора при фильтрации потока в зоне кольма-

тации определяют линейным и квадратичным членом и находят по формуле

$$J_2 = \frac{\mu Q n \sqrt{\omega}}{2\pi m} \left[\left(\frac{1}{\sqrt{r_1}} - \frac{1}{\sqrt{r_2}} \right) + \frac{Q}{2\pi m(1+n)} \left(\frac{1}{r_1 \sqrt{r_1}} - \frac{1}{r_2 \sqrt{r_2}} \right) \right]. \quad (1.31)$$

Влияние интенсивности и равномерности проникновения кольматанта в пласт на общие потери напора определяются значениями показателя кольматации n и параметра кольматации ω . С увеличением естественной проницаемости пласта показатель кольматации снижается, что обусловлено равномерным проникновением шлама и кольматантов в пласт и как следствие более плавным снижением фильтрационных параметров в околоскважинной зоне. С ухудшением естественных фильтрационных параметров пласта глубина проникновения кольматантов различных свойств принимает все более разные значения и интенсивность изменения проницаемости и коэффициента фильтрации по радиусу зоны кольматации принимает неравномерный характер. Параметр кольматации ω по данным экспериментальных исследований изменяется в широких пределах от 1 до $1 \cdot 10^7$ (табл. 1.5). Так, с ухудшением естественной проницаемости пласта параметр кольматации резко увеличивается.

Таблица 1.5
Характерные значения показателя и параметра кольматации для песков разного состава

Фракция частиц пласта	Крупность частиц, мм	Размер зоны кольматации			Показатель кольматации	Параметр кольматации
		Глубина проникновения фильтра, м	Глубина проникновения глинистого шлама, м	Глубина проникновения шлама, м		
Песок: очень крупный крупный средний мелкий	2,1	>1,5	0,7–1,2	0,35–0,4	2	1–5
	1–0,5	1,2–1,5	0,35–0,7	0,15–0,35	2	5–25
	0,5–0,25	0,8–1,2	0,25–0,35	0,1–0,15	2–3	25–150
	0,25–0,9	0,5–0,8	0,1–0,25	0,06–0,1	3	6906– 3,1·10 ⁴
тонкий	0,2–0,05	0,3–0,5	0,05–0,7	0,03–0,06	3	36·10 ⁴ – 1,75·10 ⁵
Пыль: крупная тонкая	0,05–0,001	0,1–0,3	0,03–0,05	–	3–4	1,8·10 ⁵ – 1,03·10 ⁷
	0,001–0,005	0,01–0,1	0,01–0,03	–	4	–

Рассмотрим графики зависимости потерь напора от радиуса зоны кольтматации (рис. 1.8). График 1 построен по расчетам по типовой формуле, учитывающей ламинарный режим фильтрации в околоскважинной зоне. График 2 построен с учетом потерь напора на турбулизацию потока [см. зависимость (1.24)]. Однако в этом случае проницаемость закольтмированной зоны считается постоянной. График 3 иллюстрирует зависимость потерь напора по радиусу зоны кольтматации от степенного изменения фильтрационных параметров пласта от границы зоны с естественной проницаемостью к стенкам скважины. Если не учитывать турбулизацию потока в околоскважинной зоне и изменяющегося характера проницаемости по радиусу зоны кольтматации, то это может привести к существенной погрешности. Реальные потери напора в зоне кольтматации в 130 раз больше расчетных по формуле (1.7) и в 42 раза больше найденных по выражению (1.24) с учетом турбулизации потока.

Полученные выводы хорошо согласуются с практическими результатами, когда величина скин-эффекта, обусловленная в основном кольтматацией, достигала значений, которые многократно превышали полученных по зависимости (1.7).

Таким образом, пренебрежение турбулизацией потока в околоскважинной зоне пласта может дать погрешность при определении потерь напора по радиусу интервала кольтматации, а при пренебрежении также характером изменения фильтрационных

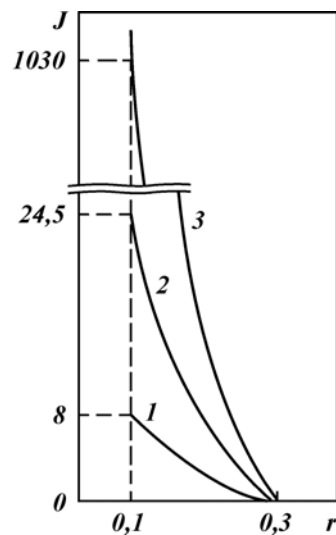


Рис. 1.8. Зависимость потерь напора от радиуса зоны кольтматации:
 1 – по традиционной методике; 2 – с учетом изменяющейся проницаемости по радиусу зоны кольтматации; 3 – с учетом турбулизации потока

параметров в околоскважинной зоне эта погрешность увеличивается. Очевидно, что высокая погрешность определения потерь напора на ограниченном участке фильтрации может оказать существенное влияние на увеличение общих потерь напора в системе скважина – пласт и снижение дебита.

Анализируя практические данные, отметим, что потери напора в зоне кольматации могут превышать общие потери напора в пласте и других элементах системы. При опробовании скважин на Ялutorовском водозаборе Тюменской области с учетом заданного дебита понижение должно было составить 5–6 м. В реальных условиях эта величина с учетом постоянного дебита составила 20–22 м. Такое увеличение понижения и снижение удельного дебита в 4–4,5 раза обусловлены кольматационными процессами, и потери напора в околоскважинной зоне в 4–4,5 раза превысили общие расчетные потери напора в системе скважина – пласт.

Для учета кольматационных процессов, снижения проницаемости, турбулизации потока, сопротивления фильтра, объединенных общим понятием скин-эффект, В.С. Алексеев и другие авторы предлагают в формулу (1.8) вводить коэффициент, учитывающий несовершенство скважины по характеру вскрытия ζ_2 ,

$$J_1 = \frac{\mu Q}{2\pi km} \left(\ln \frac{R}{r_1} + \zeta_1 + \zeta_2 \right). \quad (1.32)$$

Коэффициент несовершенства по характеру вскрытия носит комплексный вид и включает составляющие коэффициенты сопротивления, обусловленные наличием фильтра, изменением проницаемости призабойной зоны и отклонением от линейного режима эксплуатации. Э.А. Грикевич предлагает также учитывать коэффициент сопротивления на потери напора в трубах.

Очевидно, что введением в формулу (1.7) линейного коэффициента можно обосновать завышенное понижение в скважине, обусловленное кольматацией и состыковать реальные и расчетные данные. Однако по формуле (1.32) нельзя с необходимой степенью точности описать процесс потерь напора на границах околоскважинной зоны и в пласте. С удалением от скважины погрешность расчетов по формуле (1.32) увеличивается. Проверить это положение довольно просто, решив уравнение (1.32) для участков пласта, близких к радиусу влияния $r \rightarrow R$. Как известно из определения радиуса влияния, потери напора на таком удалении от скважины равны нулю. Согласно зависимости (1.32) потери напора на удаленных участках будут пропорциональны сумме $\zeta_1 + \zeta_2$ умноженной на вязкость, дебит и деленной на про-

изведение удвоенного значения n , коэффициента проницаемости и мощности пласта.

Очевидно значение ζ_2 должно иметь сложный характер, зависеть от многих параметров и прежде всего изменяться по мере удаления от скважины. Сопоставляя уравнения (1.32) и (1.31), можно получить выражение для определения реального значения коэффициента ζ_2 . Однако это вычленение не имеет смысла, так как использовать для определения потерь напора в пласте и закольматированной зоне одно уравнение нельзя. Для каждого элемента системы скважина – пласт, существенно отличающегося друг от друга, удобнее использовать отдельные уравнения. Для закольматированной зоны рекомендуется уравнение (1.31), а для оценки потерь напора в пласте выражение (1.12).

1.1.3. ДВИЖЕНИЕ ПОТОКА В ГЛИНИСТОЙ КОРКЕ

При вскрытии пласта на стенках скважины за счет проникновения фильтрата в околоскважинную зону образуется слабопроницаемая корка, которая выполняет двойную роль. С одной стороны, чем быстрее формируется корка и чем сильнее она сцементирована, тем меньше интенсивность проникновения фильтрата раствора в пласт, шлама и других кольматантов. С другой стороны, чем меньше проницаемость корки, тем больше сопротивление потоку при эксплуатации и меньше удельный дебит. Необходимо обоснованно подойти к выбору технологии вскрытия и освоения пласта с тем, чтобы обеспечить на начальном этапе формирование корки и предупреждение формирования зоны интенсивной кольматации, а затем разрушение структуры корки и удаление ее остатков из скважины.

Потери напора в глинистой корке определяются ее толщиной и фильтрационными свойствами. Толщина глинистой корки зависит от режимов промывки и изменяется от 1,5 до 10 мм. В редких случаях толщина глинистой корки составляет до 15 мм. Фильтрационные свойства корок зависят от плотности их сложения, которая определяется эффективными напряжениями в структуре корки.

И.Н. Кочина и Н.Н. Михайлов рекомендуют использовать для определения коэффициента проницаемости глинистой корки следующую зависимость:

$$k_3 = k_{30} \tau_{эф}^{-\alpha}, \quad (1.33)$$

где k_{30} – проницаемость глинистой корки до приложения нагрузки, обусловленной фильтрацией и перепадом давления на

корке: $\tau_{\text{эф}}$ – эффективное напряжение, действующее в скелете пористой среды, которое можно определить как разность между приложенной и равновесной нагрузками; α – коэффициент, учитывающий степень влияния эффективного напряжения на проницаемость и сжимаемость глинистых корок.

В случае вскрытия пласта под эффективными напряжениями, измеряемыми в МПа, следует понимать репрессию на пласт в процессе промывки или спускоподъемных операций. Характерно, что глинистая корка обладает преимущественно пластичными свойствами, поэтому после приложения нагрузки на стенки скважины происходит необратимая деформация структуры корки (ее уплотнение) и снижение фильтрационных параметров. С увеличением толщины корки возрастает ее пористость и фильтрационные параметры сохраняются. При небольшой толщине корки плотность ее структуры выше, что обусловлено хорошими структурными свойствами раствора.

Уравнение для скорости фильтрации через глинистую корку может быть получено интегрированием соотношения А. Шейдгера

$$v = \frac{k_3 J_3}{\sqrt{2\mu(bt + A_1)}}, \quad (1.34)$$

где k_3 – проницаемость корки; J_3 – перепад давления на глинистой корке, равный разнице депрессии на пласт и суммы потерь напора в пласте и закольматированной зоне; μ – вязкость фильтрующего флюида; t – время; b – коэффициент, характеризующий условия перехода твердой фазы у промывочной жидкости в глинистую корку

$$b = (1 - m_s) / (m_s - a_3);$$

m_s – объемное содержание жидкой фазы в фильтрате; a_3 – пористость глинистой корки на границе с фильтратом; A_1 – постоянный коэффициент.

Выражая в уравнении (1.34) скорость фильтрации через расход Q площадь фильтрационного потока после интегрирования по радиусу глинистой корки, получаем уравнение для определения напора в глинистой корке

$$J_3 = \frac{\sqrt{2\mu(A_1 + A_2)}Q}{2\pi k_3 m} \ln \frac{r_3}{r_4}, \quad (1.35)$$

где A_2 – коэффициент, характеризующийся объемом поглощенного в процессе вскрытия и оборудования скважины фильтрата раствора.

Проницаемость глинистых корок при традиционных режимах вскрытия изменяется от 10^{-4} до 10^{-5} мкм². При фильтрации из пласта в типичных режимах эксплуатации возникает значительный перепад давления, многократно превышающий перепад давления до и за глинистой коркой. Следовательно, в процессе откачки из пласта глинистая корка частично разрушается и образуются зоны прорыва потока, в которых скорости фильтрации резко возрастают, возникает развитая турбулизация потока, способствующая интенсификации суффозии через зоны прорыва.

Разрушение сплошности глинистой корки возникает в том случае, если напряжения в ее структуре, вызванные внешней нагрузкой, превышают критические. Кроме этого, разрушение глинистой корки и возникновение локальных прорывов потока возможны только в том случае, если глинистая корка в начальный момент освоения не защемлена между пластом и каркасом фильтра или гравийной обсыпкой.

В начальный момент откачки возмущающая нагрузка на глинистую корку по мощности продуктивного пласта изменяется по закону гиперболических синусов или тангенсов (рис. 1.9). В случае контакта глинистой корки с частицами гравийной обсыпки или каркасом фильтра после пластических деформаций и уплот-

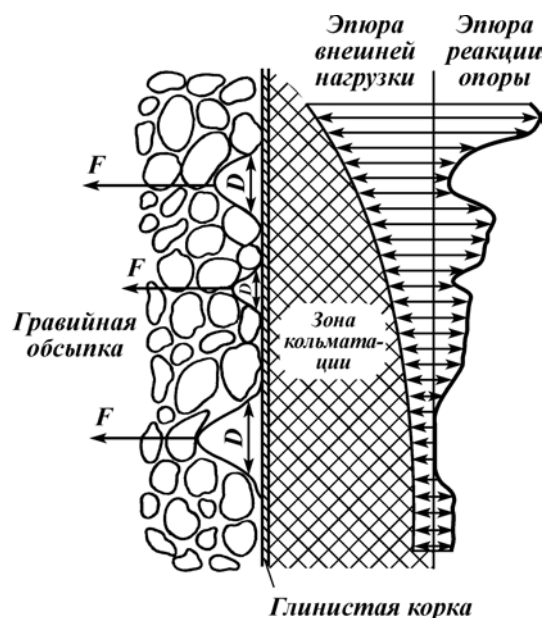


Рис. 1.9. Механизм деформации и разрушения глинистой корки

нения структуры корки возникает реакция опоры, аналогичная по величине приложенной нагрузке. Фильтрации через места опоры или заземления глинистой корки не происходит или почти не происходит. В местах, где корка непосредственно не контактирует с частицами гравия или фильтром (например напротив пор), пустот гравийной обсыпки, открытых каналов и перфорационных отверстий, сначала возникают существенные пластические деформации, приводящие со временем к разрыву глинистой корки и прорыву потока.

Разрушение сплошности структуры корки возможно при выполнении условия

$$[\tau_{\text{эф}}] > [\tau_{\text{доп}}], \quad (1.36)$$

где $[\tau_{\text{эф}}]$ – напряжения, возникающие в глинистой корке под действием внешней нагрузки; $[\tau_{\text{доп}}]$ – допустимые напряжения в корке, не приводящие к ее разрушению.

Напряжения, возникающие в глинистой корке,

$$[\tau_{\text{эф}}] = F/S = J_3 s/S = 2J_3 / \left(1 - \frac{D'^2}{D^2}\right), \quad (1.37)$$

где F – внешняя нагрузка; S – площадь опасного сечения корки; s – площадь сечения ядра прорыва; D – диаметр порового или перфорационного канала прорыва за вычетом удвоенной толщины глинистой корки.

При выводе формулы (1.37) предполагалось, что ядро прорыва имеет круглую форму с диаметром D , что справедливо при моделировании перфорационных и поровых каналов. Решая совместно уравнения (1.36) и (1.37), выводим выражение для определения критической нагрузки, при которой происходит прорыв глинистой корки при условной степени свободы или подвижности ее структуры, характеризующейся размером поровых или перфорационных каналов

$$J_3 = [\tau_{\text{доп}}] \left(1 - \frac{D'^2}{D^2}\right) / 2. \quad (1.38)$$

Из выражения (1.38) следует, что значения критической нагрузки, необходимой для разрыва корки, зависят в основном от размеров пустот, поровых и перфорационных каналов. С уменьшением степени свободы корки возможность ее разрушения резко снижается.

В начальный момент откачки при создании понижения возмущающая нагрузка перераспределяется по мощности продуктивного интервала во времени. На первом этапе максимальный

перепад давления на корке наблюдается вблизи верхних интервалов продуктивного пласта. Затем волна возмущения с верхних интервалов постепенно перераспределяется вниз, захватывая все новые зоны глинистой корки.

При возникновении перепада давления на верхних интервалах корки при ее несущественном заземлении в наиболее крупных порах обсыпки структура корки разрушается и поток устремляется в скважину. Постепенно разрыв структуры корки начинает наблюдаться и на более нижних интервалах. По мере распространения волны возмущения к нижним интервалам пласта интенсивность разрывов глинистой корки снижается.

Это обусловлено двумя причинами. Во-первых, уменьшается перепад давления на корке, подчиняющийся гиперсинусоидальному или гипертангенциальному закону распределения по глубине. Во-вторых, возникшие на первом этапе возмущения скважины прорывы в верхних интервалах глинистой корки выполняют функцию дросселя, сбавляющего давление и уменьшающего общие потери напора в глинистой корке. Поэтому возникновение ядер прорыва корки, ее разрушения благоприятно сказывается на снижении общих потерь напора и способствует увеличению удельного дебита.

При традиционных схемах освоения пласта потенциал разрушения глинистой корки фильтрационным потоком используется далеко не полностью. Нижние интервалы фильтрации в большей степени перекрыты глинистой коркой, разрушить которую после образования прорывов в верхних продуктивных интервалах фильтрационным потоком почти невозможно. С увеличением депрессии на пласт рост возмущающего перепада давления на корке воспринимают преимущественно верхние интервалы через уже образованные ядра прорыва. На нижних участках увеличение возмущающей нагрузки не приводит к заметному росту реальной площади фильтрации.

Неравномерное разрушение глинистой корки по длине продуктивного интервала приводит к усугублению неравномерности эпюры входных скоростей по сечению потока, снижению реальной площади фильтрации за счет уменьшения высоты эксплуатационного интервала до значений, меньших m , определяемых по формуле (1.11). В свою очередь, неравномерность притока к скважине, преимущественная фильтрация потока через ограниченное число каналов и пустот, свободных от глинистой корки, приводит к увеличению гидравлических потерь напора и снижению удельного дебита эксплуатации.

Н.Н. Михайлов провел серию теоретических и экспериментальных исследований по определению реальной величины по-

терь напора в глинистой корке в общем балансе потерь напора в пласте. На рис. 1.10 показана зависимость доли перепада давления, приходящейся на глинистую корку, от проницаемости пласта k и общего перепада давления J для необработанного и обработанного КМЦ глинистого раствора. В реальных условиях под проницаемостью пласта k , контактирующего с глинистой коркой, более правильно принимать проницаемость закольматированной зоны. С увеличением проницаемости околоскважинной зоны от 0 до 1 мкм^2 растет доля потерь напора в глинистой корке, которые при $k = 1 \text{ мкм}^2$ составляют уже 50 % от общего перепада давления на пласт.

Дальнейшее увеличение проницаемости околоскважинной зоны приводит к увеличению доли потерь напора в глинистой корке, хотя интенсивность роста постепенно снижается. При проницаемости околоскважинной зоны $1\text{--}2 \text{ мкм}^2$ доля потерь напора в корке изменяется от 50 до 75 % от общих потерь напора в пласте. Увеличение проницаемости пласта ($k > 2 \text{ мкм}^2$) приводит к постепенному увеличению доли потерь напора в глинистой корке до значений 80–85 %, которые стабилизируются при проницаемости около $4\text{--}4,5 \text{ мкм}^2$.

Увеличение депрессии на пласт также приводит к росту доли потерь напора в глинистой корке в общем балансе потерь напора в пласте. При давлении от 0 до 2 МПа происходит наиболее существенный рост потерь напора в глинистой корке от 0 до 60 %. Рост возмущения более 2 МПа приводит к стабилизации доли потерь напора в глинистой корке на 70–80 % в общем балансе потерь напора в пласте.

Итак, наличие на стенках скважины слабопроницаемой глинистой корки может увеличить сопротивление фильтрации, снизить реальную депрессию на пласт до 20–40 % от возможных значений. В этой связи наличие глинистой корки ненарушенной структуры может привести к снижению удельного дебита на 50 % при понижениях до 1 МПа и на 70–80 % при увеличении воз-

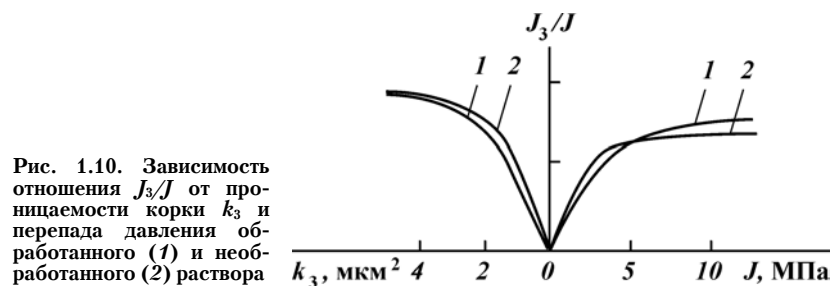


Рис. 1.10. Зависимость отношения J_3/J от проницаемости корки k_3 и перепада давления обработанного (1) и необработанного (2) раствора

мущения до 4–5 МПа. Непропорциональное увеличение доли потерь напора, приходящейся на корку от общего перепада давления на пласт обусловлено нелинейным характером фильтрации в глинистых породах.

1.1.4. ДВИЖЕНИЕ ПОТОКА В ГРАВИЙНОЙ ОБСЫПКЕ

Гравийная обсыпка состоит из частиц, превышающих по размеру частицы песка продуктивного пласта в несколько раз. При этом предполагается, что фильтрационные характеристики гравия существенно лучше, чем пласта и околоскважинной зоны. Потери напора при фильтрации в гравийной обсыпке.

$$J_4 = \frac{\mu Q}{2\pi k_4 m} \left[\ln \frac{r_3}{r_4} + \frac{Q}{2\pi m} \left(\frac{1}{r_4} - \frac{1}{r_2} \right) \right], \quad (1.39)$$

где k_4 – проницаемость гравийной обсыпки; r_3 – радиус гравийной обсыпки; r_4 – радиус фильтра.

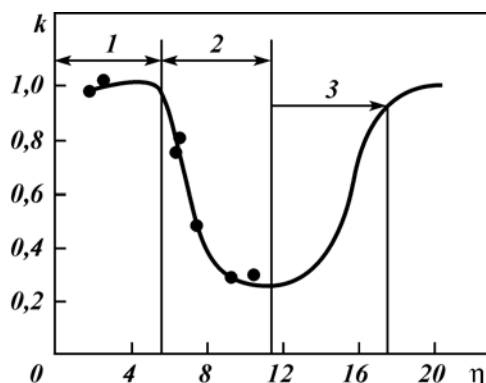
В уравнении (1.39) учтен член, пропорциональный квадрату скорости фильтрации потока, так как предполагается, что в обсыпке в реальных условиях происходит турбулизация потока. Наиболее высокие скорости притока, а значит и турбулизация, наблюдается в верхних сечениях продуктивного интервала.

Потери напора в гравийной обсыпке определяются коэффициентом проницаемости или фильтрации гравия. В практике установилось мнение, что с увеличением фракции гравия проницаемость обсыпки возрастает. На самом деле это не так. Проницаемость обсыпки максимальна только в том случае, если между размерами частиц гравия и песка продуктивного пласта выдерживается определенное соотношение. Размер гравия рекомендуют принимать в 6 раз большим размера частиц песка продуктивного пласта. В случае, если размер частиц гравия составляет от 6 до 12 размеров частиц песка продуктивного пласта, наблюдается закупорка пор фильтра мелкими фракциями. При заполнении пор шламом проницаемость обсыпки резко снижается.

Проницаемость зависит от коэффициента межслойности, равного отношению среднего размера частиц гравия к среднему размеру частиц песка продуктивного пласта (рис. 1.11). По Н. Стейну, если коэффициент межслойности более 6, то поры обсыпки заполняются песком и коэффициент проницаемости постепенно снижается до 0,2 от первоначальных. Проницаемость гравийной обсыпки может снижаться до значений проницаемости пластового песка или даже ниже.

Многими исследователями установлено, что смеси неоднород-

Рис. 1.11. Зависимость проницаемости обсыпки от коэффициента межслойности:
 1 – гравийный фильтр задерживает песок по внешней контуре; 2 – песок проникает в поры гравийного фильтра, но в скважину не выносятся; 3 – пескование



ных по фракционному составу переуплотнены и могут иметь проницаемость, близкую к проницаемости фракции, составляющей 10 % от фракционного отсева. Зависимость изменения проницаемости гравийной обсыпки, подобранной в соответствии с определенными коэффициентами межслойности, во времени по Р. Сеусье, показана на рис. 1.12. В течение первых 3–4 мин с начала откачки проницаемость обсыпки ухудшается для коэффициента межслойности 9,4 в 5–6 раз. Дальнейшего существенного изменения проницаемости гравийного фильтра во времени не происходит. Проницаемость обсыпки снижается с начальных значений 600 до 80–110 Д. Максимальную проницаемость сохраняет гравийная обсыпка, подобранная в соответствии с коэффициентом межслойности, равным 6,7. Проницаемость изменяется с исходных значений 300 до 150–170 Д, т.е. уменьшается в 2–2,5 раза.

Уменьшение проницаемости гравийной обсыпки обусловлено тем, что даже при коэффициентах межслойности 6,7 размер пор в сравнении с размером частиц песка продуктивного пласта оказывается завышенным и мелкие фракции закупоривают поры, а это приводит к росту гидравлического сопротивления и снижению дебита. Если коэффициент межслойности более 12, то проницаемость обсыпки снова начинает увеличиваться и достигает максимальных значений, близких к исходным при коэффициентах межслойности 18–20 (рис. 1.13). Допускать проникновение песка в скважину нельзя, чтобы предотвратить образование песчаной пробки, снижение дебита, быстрый износ водоподъемного оборудования.

Для различной степени неоднородности гравия и песка проницаемость гравийной обсыпки может в 30–50 раз превышать проницаемость пластового песка. Необходимо отметить, что гра-

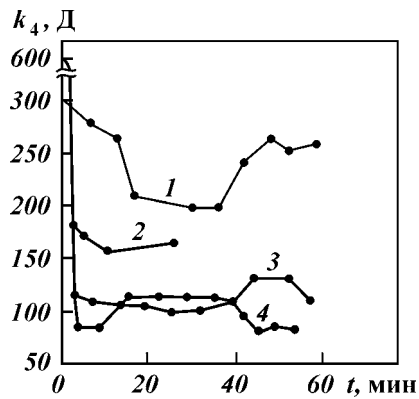


Рис. 1.12. Зависимость проницаемости обсыпки от времени при разных коэффициентах межслойности:
1 – 6,7; 2, 3, 4 – 9,4

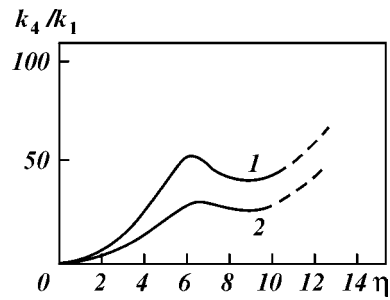


Рис. 1.13. Зависимость отношения проницаемости обсыпки k_4 к проницаемости пласта k_1 от коэффициента межслойности для коэффициентов неоднородности:
1 – 2; 2 – 5

фики на рис. 1.13 были построены без учета кольматационных явлений в околоскважинной зоне. В сравнении с проницаемостью закольматированной зоны проницаемость обсыпки может возрастать до еще больших значений. В начальный период откачки кольматант из околоскважинной зоны выносится в гравийную обсыпку. В порах обсыпки кольматант не задерживается из-за высоких коэффициентов межслойности гравия и кольматанта.

Внутри пластового песка могут проникать кольматирующие частицы в 6 и более раз меньшие среднего размера частиц песка. Поэтому в сравнении с гравийной обсыпкой коэффициент межслойности шлама и гравия будет более 30. При таких высоких коэффициентах межслойности шлам и кольматанты свободно выносятся сквозь гравийную обсыпку, практически не снижая ее проницаемость (см. рис. 1.12). Затруднительной становится раскольматация в том случае, если на определенном интервале размер песка практически соответствует размеру гравийной засыпки. В реальных условиях такая ситуация может сложиться при обрушении стенок скважины в процессе ее оборудования, а также при определенной технологии гравийной засыпки.

При преимущественной кольматации глинистыми частицами эффективной раскольматации осуществить не удастся из-за переменного коэффициента межслойности, обусловленного набуханием глинистого шлама, его защемлением в порах и экранирова-

нием продуктивного пласта от обсыпки. Защемленный глинистый шлам препятствует также выносу мелких фракций песка и шлама из околоскважинной зоны. Таким образом, наиболее опасно снижение проницаемости обсыпки за счет проникновения в нее пластового песка.

Теоретически и экспериментально установлено, что обсыпка толщиной в 3–8 диаметров частиц гравия способна предупредить пескование. В реальных условиях обеспечить постоянную толщину обсыпки сложно. Поэтому обычно на практике рекомендуют принимать толщину гравийной обсыпки в пределах 50–200 мм.

Если увеличивать толщину обсыпки (для предупреждения выноса песка из скважины) более 50 мм нет смысла, то с учетом возможности повышения дебита толщину гравийной обсыпки целесообразно увеличивать до существенно больших значений. Замена в околоскважинной зоне песка продуктивного пласта, а особенно закольматированной зоны, на более проницаемый гравий позволяет снизить гидравлическое сопротивление фильтрационному потоку и повысить удельный дебит скважины.

На потери напора в гравийной обсыпке оказывает влияние окатанность частиц. С увеличением окатанности гравия падение напора в гравийном фильтре уменьшается (табл. 1.6).

Можно сделать вывод, что за счет использования окатанного гравия можно снизить потери напора в обсыпке в 2–4 раза.

В сравнении с естественными фильтрационными характеристиками песка продуктивного пласта проницаемость околоскважинной зоны можно увеличить в 30–50 раз. Если учитывать наиболее опасный вид кольматации естественным глинистым раствором, то в сравнении с закольматированной зоной за счет создания гравийной обсыпки при правильной методике подбора гравия и намыва фильтра проницаемость околоскважинной зоны может быть увеличена на несколько порядков.

Снизить сопротивление гравийного фильтра можно внедрением многослойных конструкций. При создании фильтров из нескольких слоев перепад давления на обсыпке можно опреде-

Таблица 1.6

Потери напора (в КПа) в гравийном фильтре

Гравий	Расход, м ³ /ч					
	2,5	5	7,5	10	12,5	15
Плохо окатанный	6,4	7,1	12,0	22,0	30,0	40,0
Окатанный	0,25	5,0	10,0	19,0	24,0	30,0
Стеклянные шарики	0,1	3,0	7,0	14,0	17,0	20,0

лить из выражения, полученного из модели фильтрации с цилиндрическим характером изменения проницаемости

$$J_4 = \frac{\mu Q}{2\pi m} \left\{ \left(\frac{\ln(r_n / r_{n-1})}{k_{41}} + \dots + \frac{\ln(r_2 / r_1)}{k_{42}} \right) + \frac{Q}{2\pi m} \times \right. \\ \left. \times \left[\frac{1}{k_{4n}} \left(\frac{1}{r_n} - \frac{1}{r_{n-1}} \right) + \dots + \frac{1}{k_4} \left(\frac{1}{r_2} - \frac{1}{r_1} \right) \right] \right\}, \quad (1.40)$$

где r_n, r_{n-1}, r_1 – радиус гравийной обсыпки соответственно $n, n - 1$ и 1 слоя; k_{4n}, k_{42}, k_{41} – проницаемость соответственно $n, 2$ и 1 слоя гравийного фильтра. Фракция каждого удаляющегося от стенок скважины слоя гравийного фильтра увеличивается в соответствии с выбранными коэффициентами межслойности, которые рекомендуется принимать несколько меньшими, чем для однослойного фильтра. Поэтому проницаемость каждого слоя гравийной обсыпки при приближении к каркасу фильтра увеличивается, что позволяет снизить общее сопротивление фильтрационному потоку и соответственно повысить дебит скважины.

Автором была предложена технология намыва гравийного фильтра, при которой частицы гравия в процессе намыва автоматически укладываются в поперечном сечении обсыпки с уменьшением размера от каркаса фильтра к стенкам скважины. Анализ уравнения (1.40) при предположении, что число слоев увеличивается до бесконечности, позволяет установить следующее: только для ламинарной составляющей потери напора гидравлическое сопротивление притоку при плавном уменьшении размера частиц от каркаса фильтра к стенкам скважины падают на 4–5 %. С учетом турбулентной составляющей, пропорциональной квадрату расхода, потери напора в обсыпке за счет внедрения новой технологии могут быть существенно уменьшены.

При выводе уравнений (1.39) и (1.40) традиционно предполагается, что скорость фильтрации по мощности продуктивного интервала остается постоянной величиной. В реальных условиях скорости фильтрации возрастают от нижних интервалов к верхним по закону гиперболических синусов или тангенсов. Увеличение скоростей от нижнего к верхнему интервалу подтверждается многочисленными данными расходограмм и поинтервального опробования.

Определим потери напора в гравийной обсыпке с учетом изменяющейся по высоте продуктивного интервала скорости фильтрации. Э.А. Грикевич отмечает, что характер распределения

входных скоростей по длине фильтра хорошо описывается законом гиперболических синусов или тангенсов

$$Q(z) = Q_0 \frac{\operatorname{sh}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha}; \quad (1.41)$$

$$Q(z) = Q_0 \frac{\operatorname{tg}\left(\gamma \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{tg} \gamma}. \quad (1.42)$$

где Q_0 – расход притока в фильтр на высоте z ; α, γ – параметры неравномерности притока.

Принимая в выражении (1.39) переменный расход по длине, получаем

$$J_4 = \frac{g(z)}{2\pi r_4} \left(\ln \frac{r_3}{r_4} + \alpha \frac{g(z)}{2\pi} \left(\frac{1}{r_4} - \frac{1}{r_3} \right) \right). \quad (1.43)$$

Так же справедливо положение $g(z) = dQ/dz$. Принимая гиперсинусоидальный закон распределения скоростей притока, получаем

$$g(z) = \frac{Q_0}{m} \frac{\alpha}{\operatorname{sh} \alpha} \operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right). \quad (1.44)$$

Для тангенциального распределения скоростей притока

$$g(z) = \frac{Q_0}{m} \frac{\gamma}{\operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)}. \quad (1.45)$$

Подставляя выражения (1.44) и (1.45) в равенство (1.41), имеем следующие выражения для определения потерь напора в гравийной обсыпке с учетом изменяющихся по длине фильтра скоростей притока

$$J_4 = \frac{\alpha Q_0}{2\pi r_4 m} \frac{\operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha} \left[\ln \frac{r_3}{r_4} + \frac{\alpha^2 Q_0}{2\pi m} \frac{\operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha} \left(\frac{1}{r_4} - \frac{1}{r_3} \right) \right]. \quad (1.46)$$

$$J_4 = \frac{\gamma Q_0}{2\pi r_4 m} \frac{1}{\operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)} \left[\ln \frac{r_3}{r_4} + \frac{\gamma^2 Q_0}{2\pi m} \frac{\left(\frac{1}{r_4} - \frac{1}{r_3}\right)}{\operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)} \right]. \quad (1.47)$$

Анализируя выражения (1.46) и (1.47) и сопоставляя их с традиционной формулой расчета (1.43), делаем вывод, что если пренебрегать влиянием неравномерности входных скоростей по длине фильтра в обсыпке, то погрешность составляет до 40 %.

1.1.5. ДВИЖЕНИЕ ПОТОКА В ФИЛЬТРЕ

Фильтры устанавливают в скважину с целью очистки добываемого из пласта флюида от песка и других инородных примесей. Фильтр должен пропускать флюид и иметь при этом минимальное гидравлическое сопротивление, надежно предохранять скважину от проникновения твердой фазы, образования пробок и существенного снижения дебита.

В нашей стране и за рубежом разработано огромное число фильтров, что осложняет выработку единого подхода к гидравлике движения потока в каждой конструкции. Большинство зависимостей базируется на известной формуле истечения из затопленного отверстия

$$v = \mu n \sqrt{\frac{J_5}{\rho}}, \quad (1.48)$$

где v – скорость истечения из отверстия; μ – коэффициент расхода; n – скважность фильтра; J_5 – перепад давления на фильтре; ρ – плотность флюида.

И. Петерсен, С. Ровер, М. Альбертсон предложили для описания перепада давления на фильтре использовать закон гиперболических косинусов

$$J_5 = \frac{\operatorname{ch}\left(\frac{\chi m}{D_\phi} + 1\right)}{\operatorname{ch}\left(\frac{\chi m}{D_\phi} - 1\right)} \frac{v^2}{g}, \quad (1.49)$$

где m , D_ϕ – соответственно длина и диаметр фильтра; χ – гидравлический параметр фильтра, характеризующий его конструктивные особенности.

По данным В.С. Алексеева параметр χ равен произведению коэффициента расхода на скважность фильтра μn .

Определение μn по формуле (1.49) может дать удовлетворительные результаты только для одного отдельно взятого отверстия. В случае оценки гидравлического параметра фильтра влияние отверстий друг на друга весьма существенно, что вносит в расчеты погрешность. Э.А. Грикевич рекомендует определять

гидравлический параметр фильтра в лабораторных условиях по следующей формуле:

$$\mu n = \frac{D_{\phi}}{566m} \operatorname{arcth} \left(0,246 \frac{D_{\phi}^2 \sqrt{J_5}}{Q} \right). \quad (1.50)$$

В представленной формуле предполагается, что расход Q через фильтр по его длине m остается постоянным. На самом деле это может быть справедливо только для оценки притока в фильтры малой длины. Входные скорости притока в фильтр и расход через фильтр увеличиваются от нижних к верхним отверстиям согласно формуле Э. А. Грикевича

$$v = v_0 \operatorname{ch} \frac{566 \mu n m}{D_{\phi}}, \quad (1.51)$$

где v_0 – скорость притока в фильтр ниже рассматриваемого сечения.

С увеличением гидравлического параметра сопротивление фильтра уменьшается. Как показывают многочисленные эксперименты, параметр χ изменяется от 0,19 до 0,88. Такой широкий разброс данных для фильтров однотипной конструкции объясняется разнообразием условий работы фильтров в реальных условиях и сложностью их классификации и типизации.

Поэтому прогнозировать реальное значение χ в скважинных условиях с достаточной достоверностью сложно. Существенно изменяются гидравлические характеристики фильтра в контакте с породой. В.С. Алексеев получил данные разброса значений гидравлического параметра для фильтров одинаковой конструкции при контакте с породой различного гранулометрического состава (табл. 1.7).

Степень ухудшения гидравлического параметра фильтра при наложении частиц породы на отверстия определяется формой частиц и отверстия, соотношением их размеров. Установлено, что с увеличением окатанности и сферичности частиц плотность их

Таблица 1.7

Тип фильтра	Скважность n , %	Гидравлический параметр χ	Тип фильтра	Скважность n , %	Гидравлический параметр χ
Проволочный	18,2	0,32–0,51	Щелевой с выступающими кромками	4,8	0,88–0,57
Сетчатый	14,8	0,68–0,40			
Штампованный со щелями типа «мост»	3,5	0,82–0,26			
	7,2	0,64–0,30			
	11,2	0,56–0,30			
	14,6	0,53–0,27			

сложения уменьшается и соответственно обеспечиваются улучшенные фильтрационные свойства слоя песка, контактирующего с фильтром. При вытянутой, продолговатой форме частиц происходит необратимая закупорка отверстий, уменьшение эффективной скважности фильтра и резкое увеличение его гидравлического сопротивления. Интенсивность закупорки зависит от формы отверстия фильтра, находящегося в контакте с породой. Наиболее сильно эффект закупорки проявляется в сетчатых и проволочных фильтрах, а также некоторых других конструкциях, предусматривающих расширение отверстий в направлении песка.

После установки фильтра в заданный интервал при подъеме инструмента возникает депрессия и порода продуктивного пласта обжимает фильтр; вокруг отверстий образуются своды естественного равновесия. При освоении скважины и стимуляции притока на частицы, которые непосредственно прилегают к отверстиям, действует гидродинамическая сила, способствующая уплотнению частиц и частичной суффозии. Вследствие расширяющейся к породе форме отверстий при уплотнении породы возникает эффект «клина», приводящий к интенсификации снижения пористости и проницаемости прифильтрового слоя породы. Часть частиц породы выносятся через отверстие, а другая часть закупоривает поры и цементирует естественный скелет породы, контактирующей с отверстием.

Степень уплотнения породы и цементации отверстия зависит от количества расклинивающих граней. В случае проволочного фильтра таких граней две, а в случае сетчатого покрытия – четыре. Функцию расклинивающих граней может выполнять не только фильтрующее покрытие, но и поверхность уже заклинившихся в отверстиях частиц. При застревании частиц в отверстиях расклинивающий эффект в существенной степени ухудшает гидравлические параметры фильтра.

При каптировании продуктивных пластов, сложенных разнозернистыми песками, избежать расклинивания породы в отверстиях фильтра очень сложно из-за самых разнообразных соотношений размеров отверстий и частиц. Крупные фракции застревают в отверстиях, мелкие в процессе откачки цементируют пористое пространство, снижая проницаемость контактной зоны. Некоторые конструкции фильтров предусматривают работу отверстий без контакта с породой. Это фильтры с коническими отверстиями, гравитационные и тарельчатые конструкции. Указанные типы фильтров предусматривают образование сводов равновесия из частиц в процессе устойчивой работы. В реальных условиях своды равновесия при изменении режимов эксплуатации периодически разрушаются, что приводит к проникновению

внутри фильтра песка или гравия и заклиниванию отверстий. В этой связи избежать закупорки отверстий породой сложно, хотя расклинивающий эффект, снижающий проницаемость зоны, возможно предотвратить.

Закупорка отверстий породой наиболее интенсивно происходит в интервалах фильтра, характеризующихся максимальными скоростями притока. Поэтому в процессе освоения скважины и стимуляции притока гидравлическое сопротивление фильтра за счет контактных потерь будет изменяться, увеличиваясь в наиболее обильных интервалах и оставаясь приблизительно постоянным в менее обильных. Процесс закупорки отверстий породой продуктивного пласта способствует выравниванию эпюры входных скоростей по длине фильтра. Однако выравнивание скоростей достигается за счет снижения притока в перспективных интервалах и не способствует получению больших дебитов.

Гидравлический параметр фильтров $\chi = \mu l$ считается величиной переменной и изменяющейся по длине фильтра в зависимости от состава, свойств контактирующей породы и режимов притока.

Из гидравлики известно, что коэффициенты сопротивления c меняются с изменением режима движения потока, характеризующегося числом Рейнольдса (рис. 1.14). С увеличением скорости движения потока коэффициент сопротивления уменьшается. Следовательно, по длине фильтра коэффициент сопротивления или гидравлический параметр будет меняться даже при одинаковом эффекте наложения частиц. Измеренный в лабораторных условиях гидравлический параметр χ , рассчитанный по формуле (1.50), носит обобщенный характер и справедлив только для образца модели заданной длины в испытываемых режимах и только при контакте с аналогичной породой. Обеспечить такое подобие почти невозможно, поэтому переносить расчетный по данным эксперимента гидравлический параметр с достаточной степенью достоверности в реальные условия нельзя.

Рассмотрим обобщенную модель движения потока в фильтре в общем виде. Закон сопротивления при обтекании потоком любых тел описывается зависимостью

$$F_c = \varphi_{\text{л}} \mu d v + \varphi_{\text{т}} \rho d^2 v^2, \quad (1.52)$$

где F_c – сила гидродинамического сопротивления; $\varphi_{\text{л}}$, $\varphi_{\text{т}}$ – коэффициент соответственно ламинарного и турбулентного сопротивления обтеканию; d – размер структурного элемента фильтра; μ , ρ – соответственно вязкость и плотность пластового флюида; v – скорость обтекания.

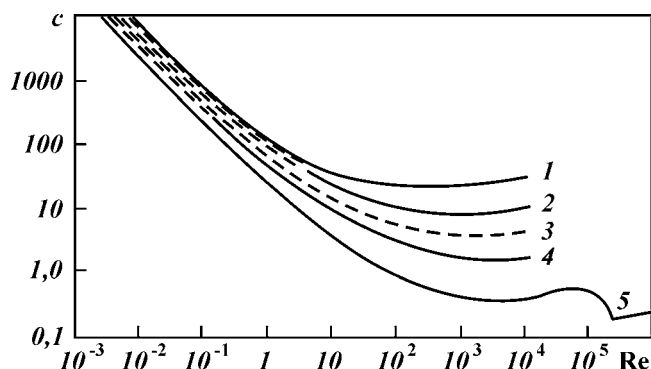


Рис. 1.14. Зависимость коэффициента сопротивления c от режима движения потока при обтекании различных поверхностей ψ :
 1 - 0,125; 2 - 0,22; 3 - 0,6; 4 - 1; 5 - 1,6

Перепад давления на обтекаемом элементе фильтра можно определить из выражения (1.52)

$$J_5 = \frac{\varphi_L \mu v}{d} + \varphi_T \rho v^2. \quad (1.53)$$

Решая квадратное уравнение (1.53), получаем общий вид зависимости скорости от перепада давления на фильтре

$$v = \sqrt{\left(\frac{\varphi_L \mu}{\varphi_T \rho d}\right)^2 + \frac{J_5}{\varphi_T \rho} - \frac{1}{2} \frac{\varphi_L \mu}{\varphi_T \rho d}}. \quad (1.54)$$

При ламинарном потоке скорость истечения через фильтр определяется только линейным членом

$$v = dJ_5 / \varphi_L \mu, \quad (1.55)$$

а при турбулентном истечении – квадратичным членом

$$v = \sqrt{\frac{J_5}{\varphi_T \rho}}. \quad (1.56)$$

Нельзя рассматривать только ламинарный или только турбулентный режим истечения из отверстий в фильтре, так как обычно наблюдается и тот и другой режим в разных сечениях. Ламинарный режим характерен для областей с низкими скоростями фильтрации (в нижних интервалах фильтра), а турбулентный – для интервалов наиболее обильного притока.

Сопоставляя выражение (1.48) с равенствами (1.55) и (1.56), можно сделать вывод, что $\chi = \mu n$ в зависимости от режима

фильтрации будет меняться от значений $\chi = \sqrt{\varphi_{\tau}^{-1}}$ (турбулентный режим) до $\chi = d/(\varphi_{\mu})\sqrt{\rho J_5}$ (ламинарный режим).

Установить значения μn для фильтра данной конструкции сложно. В этом случае оправдано пользоваться коэффициентами сопротивления для ламинарного и турбулентного режимов фильтрации φ_{μ} φ_{τ} , каждый из которых в своей области достоверно описывают процесс движения потока в фильтре.

Рассмотрим потери напора в фильтре с учетом изменяющихся типовых скоростей потока по длине по закону гиперболических синусов или тангенсов [см. равенства (1.41) и (1.42)]. Уравнение силы сопротивления (1.52) с учетом изменяющихся скоростей имеет вид

$$F_c = \varphi_{\mu} \mu m^2 v(z) + \varphi_{\tau} \rho m^4 v^2(z), \quad (1.57)$$

где $v(z)$ – функция скорости по длине фильтра z .

Дифференцирование выражения (1.57) дает следующие выражения:

для гиперсинусоидального закона

$$v(z) = \frac{dv}{dz} = \frac{\bar{v}}{m} \frac{\alpha}{\text{sh } \alpha} \text{ch} \left(\alpha \frac{z}{m} \right); \quad (1.58)$$

для тангенциального закона

$$v(z) = \frac{dv}{dz} = \frac{\bar{v}}{m} \frac{\gamma}{\text{tg } \gamma \cos^2 \left(\gamma \frac{z}{m} \right)}. \quad (1.59)$$

Подставляя уравнения (1.58) и (1.59) в равенство (1.57), получаем уравнение распределения силы сопротивления по длине элемента фильтра для типового характера распределения скоростей.

По гиперсинусоидальному закону

$$F_c = \bar{v} \alpha \frac{\text{ch} \left(\alpha \frac{z}{m} \right)}{\text{sh } \alpha} \left[\varphi_{\mu} \mu m + \varphi_{\tau} \rho m^2 \bar{v} \alpha \cdot \frac{\text{ch} \left(\alpha \frac{z}{m} \right)}{\text{sh } \alpha} \right]; \quad (1.60)$$

по тангенциальному закону

$$F_c = \frac{\bar{v} \gamma}{\text{tg } \gamma \cos^2 \left(\gamma \frac{z}{m} \right)} \left[\varphi_{\mu} \mu m + \varphi_{\tau} \rho m^2 \frac{\bar{v} \gamma}{\text{tg } \gamma \cos^2 \left(\gamma \frac{z}{m} \right)} \right]. \quad (1.61)$$

Перепад давления на элементе фильтра с учетом изменяющихся скоростей притока выражается следующими зависимостями:

для гиперсинусоидального закона распределения скоростей по длине фильтра

$$J_5 = \bar{v}\alpha \frac{\operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha} \left[\varphi_{\text{л}} \frac{\mu}{m} + \varphi_{\text{т}} \rho \bar{v} \alpha \frac{\operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha} \right]; \quad (1.62)$$

для тангенциального закона распределения скоростей по длине фильтра

$$J_5 = \frac{\bar{v}\gamma}{\operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)} \left[\gamma_{\text{л}} \frac{\mu}{m} + \frac{v_{\text{т}} \rho \bar{v} \gamma}{\operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)} \right]. \quad (1.63)$$

В интервале ламинарного притока распределения перепада давления на элементе фильтра по его длине удовлетворительно описываются следующими уравнениями:

$$J_5 = \frac{v_{\text{л}} \mu \bar{v} \gamma}{m \operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)} \quad (1.64)$$

или

$$J_5 = \frac{v_{\text{л}} \mu \bar{v} \alpha \operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{m \operatorname{sh} \alpha}. \quad (1.65)$$

Для турбулентного притока уравнения (1.64) и (1.65) имеют вид

$$J_5 = \frac{v_{\text{т}} \rho \bar{v}^2 \gamma^2}{\operatorname{tg}^2 \gamma \cos^4\left(\gamma \frac{z}{m}\right)}; \quad (1.66)$$

$$J_5 = v_{\text{т}} \rho \bar{v}^2 \alpha^2 \frac{\operatorname{ch}^2\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh}^2 \alpha}. \quad (1.67)$$

Если принять, что в приведенных уравнениях \bar{v} – средняя скорость притока, то можно выразить ее через расход Q и площадь поверхности фильтра $2\pi r_4 m$. Заменяя \bar{v} на расход и площадь поверхности фильтра и интегрируя выражение (1.62) и

(1.63) по радиусу для радиального притока к фильтру, получаем уравнения для определения перепада давления на фильтре любой конструкции

$$J_5 = \alpha \frac{Q_0 \operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{2\pi m^2 \operatorname{sh} \alpha} \left[\varphi_{\text{л}} \mu \ln \frac{r_4}{r_5} + \varphi_{\text{т}} \rho \alpha \frac{Q}{2\pi} \frac{\operatorname{ch}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha} \left(\frac{1}{r_5} - \frac{1}{r_4} \right) \right]; \quad (1.68)$$

$$J_5 = \alpha \frac{\gamma Q_0}{2\pi m^2 \operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)} \times \left[\varphi_{\text{л}} \mu \ln \frac{r_4}{r_5} + \frac{\varphi_{\text{л}} \rho Q_0 \gamma}{2\pi \operatorname{tg} \gamma \cos^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)} \left(\frac{1}{r_5} - \frac{1}{r_4} \right) \right], \quad (1.69)$$

где r_4, r_5 – соответственно больший и меньший радиусы фильтров, разность которых соответствует толщине фильтра.

Основными параметрами, характеризующими сопротивление фильтра в уравнениях (1.68) и (1.69), считаются коэффициенты ламинарного и турбулентного сопротивлений обтеканию $\varphi_{\text{л}}$ и $\varphi_{\text{т}}$. Значения параметров $\varphi_{\text{л}}$ и $\varphi_{\text{т}}$, легко получить в лабораторных условиях, а затем использовать в реальных условиях. В этом случае применение двух коэффициентов позволяет охватить практически всю область режимов фильтрации в фильтрах и избежать погрешностей в расчетах. Проводя эксперименты на фильтрационных лотках при малых скоростях притока на всей длине образца при значениях числа Рейнольдса меньше критических и зная перепад давления на фильтрах J_5 , получаемый по разнице показаний пьезометров, с помощью формулы (1.55) определяют коэффициент ламинарного сопротивления обтеканию $\varphi_{\text{л}}$. При установлении на лотке на всей длине образца турбулентного режима фильтрации в фильтре по формуле (1.56) находят коэффициент турбулентного сопротивления $\varphi_{\text{т}}$. Параметры неравномерности притока по длине фильтра α и γ определяются по методике Э.А. Грикевича на основании экспериментов.

Значения гидравлических сопротивлений $\varphi_{\text{л}}$ и $\varphi_{\text{т}}$ могут быть найдены из реальной расходограммы. Основной закон сопротивления (1.53), включающий члены, пропорциональные скорости и квадрату скорости, имеет два неизвестных коэффициента сопротивления $\varphi_{\text{л}}$ и $\varphi_{\text{т}}$ и скорость. Перепад давления на фильтре изменяется пьезометрами. Подставляя в уравнение (1.53) реальный

закон распределения скоростей притока по длине фильтра, получаем

$$J_5(z) = \left(\varphi_{\text{л}} \frac{\mu}{2r_4} + \varphi_{\text{т}} \rho \bar{v} \frac{\operatorname{sh}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha} \right) \bar{v} \frac{\operatorname{sh}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{sh} \alpha}. \quad (1.70)$$

Устанавливая ламинарный режим фильтрации на модели на всей длине образца, при которой квадратичный член в (1.70) близок к нулю, получаем уравнение для определения коэффициента ламинарного сопротивления

$$\varphi_{\text{л}} = \frac{2r_4 J_5 \operatorname{sh} \alpha}{\mu \bar{v} \operatorname{sh}\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}. \quad (1.71)$$

Если интенсифицировать приток на модели и установить турбулентный режим фильтрации по всей длине образца фильтра, то линейный член в уравнении (1.70) будет близок к нулю. Тогда коэффициент турбулентного сопротивления фильтра

$$\varphi_{\text{т}} = \frac{J_5 \operatorname{sh}^2 \alpha}{\rho \bar{v}^2 \operatorname{sh}^2\left(\alpha \frac{z}{m}\right)}. \quad (1.72)$$

В случае, когда приток в фильтр лучше описывается тангенциальным законом выражения (1.71) и (1.72), можно записать

$$\varphi_{\text{л}} = \frac{2r_4 J_5 \operatorname{tg} \gamma}{\mu \bar{v} \operatorname{tg}\left(\gamma \frac{z}{m}\right)}; \quad (1.73)$$

$$\varphi_{\text{т}} = \frac{J_5 \operatorname{tg}^2 \alpha}{\rho \bar{v}^2 \operatorname{tg}^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)}. \quad (1.74)$$

Параметры неравномерности притока γ и α зависят от сопротивления фильтра, т.е. чем больше сопротивление, тем более равномерный наблюдается приток. Поэтому правильнее в качестве гидравлического параметра фильтров использовать произведение коэффициентов сопротивления на функцию распределения скоростей притока на моделях

$$\chi_{\tau} = \varphi_{\tau} \frac{\operatorname{tg}^2\left(\gamma \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{tg}^2 \gamma} = \frac{J_5}{\rho \bar{v}^2}; \quad (1.75)$$

$$\chi_{\pi} = \varphi_{\pi} \frac{\operatorname{tg}\left(\gamma \frac{z}{m}\right)}{\operatorname{tg} \gamma} = \frac{2r_4 J_5}{\mu \bar{v}}. \quad (1.76)$$

При решении задач по определению перепада давления на фильтре неравномерность притока сложно учитывать введением в выражения (1.75) и (1.76) тангенциальных и гиперсинусоидальных множителей. В этом случае может быть применен параметр, равный произведению коэффициентов ламинарного и турбулентного сопротивлений на параметр неравномерности притока α или γ . При ламинарном режиме притока коэффициент сопротивления умножается на параметр неравномерности α или γ в первой степени и при турбулентной фильтрации – на их квадрат. В выражениях для определения перепада давления на фильтре (1.62)–(1.69) присутствуют параметры $\chi_{\tau} = \varphi_{\tau} \gamma^2 = \varphi_{\pi} \alpha^2$ и $\chi_{\pi} = \varphi_{\pi} \gamma = \varphi_{\pi} \alpha$, что упрощает расчеты.

Фильтр редко состоит из однотипных по длине и толщине элементов обтекания. Обычно конструкция включает фильтрующую оболочку, каркас и промежуточные звенья. Поэтому теоретически правильнее было бы выделить из обобщенных коэффициентов или гидравлических параметров составляющие сопротивлений фильтрующей оболочки, каркаса, промежуточных звеньев и учесть влияние одних элементов на другие, стесненные условия обтекания. Однако на практике это не приведет к существенному шагу вперед из-за сложности точного теоретического и экспериментального выделения разных составляющих сопротивления и оценки их реального вклада в общий результат.

1.1.6. ПОТЕРИ НАПОРА В ТРУБАХ

Гидравлические потери напора подразделяются на потери в фильтровых и глухих трубах. В обоих случаях гидравлические потери напора при движении потока в трубах определяются по формуле Дарси – Вейсбаха

$$J_6 = \lambda \frac{v^2}{2} \frac{\rho l_6}{2r_6}, \quad (1.77)$$

где λ – коэффициент гидравлического сопротивления; v – скорость потока в трубах; r_6 – внутренний радиус труб; ρ – плотность пластового флюида; l_6 – длина труб.

Безразмерный коэффициент λ представляет собой учетверенное значение соотношения между напряжением сдвига на стенке и кинетической энергией потока, приходящейся на единицу объема

$$\lambda = -4\tau_p / (\rho v^2 / 2) = 4 \left(\frac{J_6 r_6}{\rho v^2} \right), \quad (1.78)$$

где τ_p – напряжение сдвига флюида на стенках фильтровой колонны.

Анализируя размерности, можно сделать вывод, что считается функцией следующих безразмерных параметров: критерия Рейнольдса

$$\text{Re} = \frac{v D_6 \rho}{\eta}, \quad (1.79)$$

где D_6 – диаметр труб; η – вязкость флюида; критерия Бингама

$$\text{Bi} = \frac{\tau_0 D_6}{v \eta}; \quad (1.80)$$

$$\frac{\tau_0}{\tau_p} = \frac{8 \text{Bi}}{\lambda \text{Re}} \quad (1.81)$$

(τ_0 – предел текучести или пластичности флюида).

Как показала практика, зависимость λ от скорости движения потока достаточно точно описывается формулой Ф.А. Шевелева

$$\lambda = \frac{0,23}{D_6^{0,226}} \left(1,9 \cdot 10^{-6} + \frac{\eta}{v} \right)^{0,226}. \quad (1.82)$$

Выражение (1.82) удовлетворительно описывает зависимость λ от скорости потока в различных режимах движения потока, однако расчеты по ней громоздки. Поэтому были предложены упрощенные формулы для каждого режима движения.

Для ламинарного потока, характеризующегося числом Рейнольдса $\text{Re} < (1370 - 3470)$, рекомендуется формула

$$\lambda = \frac{64}{\text{Re}}. \quad (1.83)$$

Выражение (1.83) не учитывает связь между гидравлическим параметром λ и шероховатостью труб. С учетом шероховатости труб λ определяется по формуле Альтшуя

$$\lambda = 0,1 \left(1,46 \frac{k}{D_6} + \frac{100}{\text{Re}} \right)^{0,25}, \quad (1.84)$$

где k – эквивалентная шероховатость труб, принимаемая в пределах 0,02–0,04 мм.

Определить заранее границу перехода от ламинарного к турбулентному режиму сложно, поэтому рекомендуют использовать при движении вязкопластичных флюидов в трубах формулу для определения критической скорости потока

$$v_{\text{кр}} = 25 \sqrt{\tau_p / \rho}.$$

Однако удовлетворительную сходимость уравнение (1.84) имеет только для флюидов с выраженными вязкопластичными свойствами. Поэтому целесообразно не обозначать четкую границу смены режима движения, а условиться о существовании переходной зоны. Это предположение вполне корректно, так как резкой смены характера движения не происходит, а наблюдается постепенное развитие вихрей. Различают начальную турбулизацию потока и развитую турбулентность. При развитой турбулентности увеличение скорости потока почти не приводит к интенсификации вихревого движения и коэффициент гидравлического сопротивления λ остается приблизительно постоянным. С момента возникновения вихрей до развитой турбулизации наблюдается переходная зона.

Переходная зона наблюдается в пределах изменения числа Рейнольдса $1370 < \text{Re} < 4270$. Параметр λ для переходной зоны определяют по формуле

$$\lambda = \lambda_{\text{л}} + \frac{\text{Re} - (3470 \div 1370)}{800} (\lambda_{\text{т}} - \lambda_{\text{л}}), \quad (1.85)$$

где $\lambda_{\text{л}}$ – параметр сопротивления для ламинарного движения, $\lambda_{\text{л}} = 64 : \text{Re}$ при $\text{Re} = 3470 \div 1370$; $\lambda_{\text{т}}$ – коэффициент сопротивления для турбулентного движения определяется по формуле Никурадзе

$$\lambda_{\text{т}} = 0,0032 + \frac{0,221}{\text{Re}^{0,237}} \quad (1.86)$$

(Re принимается в пределах 1370–4270).

В зоне турбулентного режима $\lambda_{\text{т}}$ может быть определен по формуле Блазиуса

$$\lambda_{\text{т}} = 0,3164 / \sqrt[4]{\text{Re}}. \quad (1.87)$$

Приведенная формула дает хорошую сходимость при значениях $Re > 10^3 \div 10^4$ для гладких круглых труб.

Для интенсивного турбулентного потока для определения рекомендуется формула Никурадзе;

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_{\tau}}} = 2 \lg(Re \sqrt{\lambda}) - 0,8. \quad (1.88)$$

Зависимость (1.86) имеет наилучшую сходимость при $Re = 3 \cdot 10^3 \div 3 \cdot 10^6$.

Для шероховатых труб Колбук – Уайт предложили следующую формулу

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_{\tau}}} = -2 \lg \left(\frac{2,51}{Re \sqrt{\lambda}} + \frac{k}{3,71 D_6} \right). \quad (1.89)$$

Перфорированный каркас фильтра обычно представлен просверленной трубой со скважностью до 30 %. В процессе сверления во внутренней поверхности трубы образуются заусенцы, которые отличаются от обычной шероховатости. С целью проверки этого положения автором были проведены исследования по определению типовых значений λ , для перфорированных каркасов. Исследования проводились на специальном стенде, который включал перфорированный каркас, оборудованный по длине несколькими пьезометрами. К торцам каркаса подводилась нагнетательная и сливная магистрали.

Нагнетательная магистраль соединялась с напорным резервуаром со стабильным уровнем, что обеспечивало постоянный напор в системе независимо от расхода. Для формирования равномерного движения перед фильтром был установлен начальный участок, представляющий собой глухую часть длиной 1500 мм. За фильтром в сливной магистрали устанавливалась глухая часть длиной 1200 мм. Расход определялся по изменению уровня в мерном баке в единицу времени. Исследования проводились для различных режимов движения потока (табл. 1.8).

Интервал значений λ , изменяется в пределах 0,85 (ламинарный режим) – 0,11 (турбулентный режим). Для обычных труб коэффициент сопротивления уменьшается от 0,055 до 0,01 при интенсификации расхода. Таким образом, было установлено, что параметр гидравлического сопротивления λ , для фильтровых труб в 11–14 раз превышает аналогичные значения для обычных труб. В этой связи и потери напора фильтров при постоянном расходе на порядок превышают расчетные по формуле Дарси – Вейсбаха с учетом значений λ , для обычных труб. Особенность

Таблица 1.8

Коэффициент гидравлического трения фильтров

Число Рейнольдса Re	Число опытов	Среднеквадратичное отклонение τ	Коэффициент гидравлического трения λ
<2300 (ламинарный поток)	16	0,29	0,85
2300–4000 (переходная зона)	16	0,24	0,64
4000–10 000 (турбулентный поток)	24	0,08	0,28
10 000–20 000 (развитой турбулентный поток)	36	0,04	0,14
>20 000	24	0,01	0,11

движения потока в фильтре – переменный расход по его длине, увеличивающийся от нижних к верхним отверстиям. Определим потерю напора в фильтре с учетом изменяющейся по длине продуктивного интервала скорости притока, подчиняющейся закону гиперболических синусов.

Выражая в уравнении Дарси – Вейсбаха скорость через расход и площадь поперечного сечения потока, получаем

$$J_6 = \lambda \frac{\rho l_6}{4\pi^2 r_6^5} g^2(z), \quad (1.90)$$

где $g^2(z)$ – функция распределения расхода по длине фильтра

$$g^2(z) = \frac{dQ}{dz}.$$

Принимая гиперсинусоидальный закон распределения скоростей, получаем

$$g^2(z) = \frac{Q_0}{m} \frac{\alpha}{\operatorname{sh} \alpha} \operatorname{ch} \left(\alpha \frac{z}{m} \right). \quad (1.91)$$

Подставляя уравнение (1.91) в равенство (1.90), определяем потери напора внутри фильтровых труб на высоте z от начального отчета

$$J_6(z) = \lambda \frac{\rho}{4\pi^2 r_6^5} \frac{Q_0 \alpha}{\operatorname{sh} \alpha} \operatorname{ch} \left(\alpha \frac{z}{m} \right). \quad (1.92)$$

Интегрируя выражение (1.92) с учетом гиперсинусоидального изменения расхода по длине фильтра от 0 до m , получаем

$$J_6 = \lambda \frac{\rho Q_0^2}{4\pi^2 r_6^5} \frac{\alpha}{\operatorname{sh} \alpha} \left(\frac{\alpha^2}{4} + \frac{1}{4} \operatorname{ch}^2 2\alpha \frac{\alpha}{8} - \frac{f}{32} \operatorname{ch} 4\alpha \right). \quad (1.93)$$

Анализируя равенство (1.93), можно сделать вывод, что недостаток изменяющегося характера скоростей притока по длине фильтра может привести к заниженным результатам. Потери напора при движении потока внутри фильтра увеличиваются за счет выражения в скобках, которое в реальных пределах изменения α больше единицы.

Таким образом, при движении потока внутри фильтра происходит дополнительное увеличение потерь напора, которое ранее не учитывалось. Дополнительные потери напора обусловлены увеличением гидравлического сопротивления перфорированных труб и неравномерным характером притока в скважину. Для глухих труб потери напора определяются по известным зависимостям с учетом выражений (1.77), (1.82)–(1.89) и специально в работе не рассматриваются.

1.2. ДВИЖУЩИЙСЯ ПОТОК КАК САМОРЕГУЛИРУЕМАЯ СИСТЕМА

Саморегулирование системы скважина – пласт заключается в ее реакции на изменение величины возмущения или фильтрационных свойств отдельных элементов. В случае изменения возмущающего воздействия (например понижения при откачке, создаваемого насосом) происходит перераспределение потерь напора в трубах, фильтре, обсыпке, закольматированной зоне и пласте. Вследствие упругих свойств системы возмущение передвигается постепенно от элемента к элементу начиная с интервала скважины, воспринимающего первичную нагрузку, к пласту. Пласт на начальном этапе не воспринимает волну возмущения и изменения дебита не происходит. Сначала возмущение через трубы передается на фильтр и гравийную обсыпку и только затем распространяется на закольматированную зону. С уменьшением гидравлического сопротивления элемента системы он становится более чувствительным к возмущениям, что при определенных условиях может привести к нарушению его физико-механических свойств, сплошности, равномерности и т.д.

Величина первичного возмущения зависит от свойств и числа промежуточных элементов системы, выполняющих роль буфера. Например, гравийная обсыпка воспринимает возмущение за вычетом величины, которую принимает на себя фильтр и трубы, а пласт – тоже, но еще за вычетом составляющей потерь на гравийную обсыпку и закольматированную зону.

Для того чтобы получить максимальный дебит, важно как можно большую составляющую возмущения передать на пласт.

Чем больше отношение потерь напора в пласте к потерям напора в околоскважинной зоне и трубах, тем более совершенная скважина. Совершенной целесообразно называть скважину, обеспечивающую естественную связь с пластом, при которой все создаваемое возмущение приходится на пласт с ненарушенной структурой.

В этом случае отношение потерь напора в пласте к общим потерям напора в системе скважина – пласт равно единице. В реальных условиях получить совершенную скважину сложно из-за невозможности исключения потерь напора в трубах и фильтре, наличия в большинстве случаев зоны кольтматации в околоскважинной зоне. Применение специальных технологий позволяет существенно повысить степень совершенства скважины. Так, использование гравийной обсыпки позволяет заменить низкопроницаемый пластовый песок в околоскважинной зоне на более проницаемый гравий, снизить гидравлические потери напора.

В случае исключения кольтматации за счет применения прогрессивных технологий вскрытия пласта снижение потерь напора из-за использования гравийной обсыпки может компенсировать потери напора в трубах, приближая тем самым совершенство скважины к идеальным значениям. Повышению совершенства скважины способствуют некоторые технологические приемы повышения фильтрационных свойств пласта, подбора конструкций скважины и фильтров.

Параметр технологического совершенства скважины

$$C = J_1/J. \quad (1.94)$$

Величина C удобна в практическом использовании, так как не зависит от режимов эксплуатации. С изменением величины возмущения процентное соотношение потерь напора в каждом элементе системы остается постоянным

$$J_1/J'_1 = J_2/J'_2 = J_3/J'_3 = J_4/J'_4 = J_5/J'_5 = J/J', \quad (1.95)$$

где $J'_1, J'_2, J'_3, J'_4, J'_5$ – потери напора в элементах системы после изменения величины возмущения.

Выражение (1.95) вытекает из формулы (1.94) с учетом постоянства суммы линейных и квадратичных коэффициентов сопротивления. Приведенные формулы справедливы для установленного режима или установившейся реакции на возмущение. В начальный момент времени возмущение воспринимает фильтр, а затем его оставшаяся часть передается на гравийную обсыпку, закольтматированную зону и пласт. Следует отметить, что пока возмущение не передалось на пласт дебит не изменится. После

восприятия возмущения пластом происходит изменение дебита, а значит и потерь напора в каждом элементе системы. При увеличении возмущения в скважине происходит рост дебита, сопровождающийся увеличением потерь напора в фильтре, трубах, обсыпке и закольматированной зоне, которое, в свою очередь, приводит к снижению доли возмущения на пласт в сравнении с начальным периодом времени. Вследствие инерционности системы скважина – пласт возникает волновой процесс, который после нескольких периодов колебаний саморегулируется в соответствии с соотношениями (1.94) и (1.95).

Для оценки несовершенства системы скважина – пласт предлагается использовать понятие скин-эффекта, который рассчитывался по разнице значений, полученных по формуле (1.7), (1.8) и реальных понижений. В понятие скин-эффекта входит несовершенство по характеру и степени вскрытия и, кроме того, потери напора, пропорциональные квадрату расхода. Скин-эффект зависит от режимов эксплуатации, увеличиваясь с ростом возмущения.

Саморегуляция системы скважина – пласт осуществляется в соответствии с параметром технологического совершенства, рассчитанного по формуле (1.94) для любых режимов эксплуатации путем перераспределения потерь напора по каждому элементу системы в соответствии с соотношениями (1.95), которые остаются постоянными.

Саморегуляция системы наблюдается не только при изменении режимов эксплуатации, но и при снижении сопротивления отдельных элементов системы. Например, проведение реагентной обработки позволяет снизить сопротивление в зоне кольматации, потери напора в этом интервале. В случае постоянного возмущения $J = \text{const}$ изменяются гидравлические сопротивления зоны кольматации a_2 , b_2 и соотношение (1.95) становится несправедливым. При снижении сопротивления отдельного элемента системы доля «сэкономленных» потерь напора передается на последующие элементы, что приводит в конечном итоге к повышению дебита. Для закольматированной зоны снижение гидравлических потерь напора приведет к возникновению большего возмущения в пласте

$$J'_1 = J_1 + (J_2 - J'_2), \quad (1.96)$$

где J'_1 , J'_2 – потери напора соответственно в пласте и зоне кольматации после изменения свойств и гидравлических сопротивлений зоны кольматации.

Аналогичное увеличение дебита может быть достигнуто на-

мывом более проницаемой обсыпки, заменой устаревшей конструкции фильтра на прогрессивную. Изменение дебита скважины после восстановления гидравлических свойств отдельных элементов системы меняет свой характер в начальный момент времени. После первичного возмущения пласта и при увеличении или уменьшении дебита меняются потери напора в каждом элементе системы, наблюдается колебательный процесс, после чего за счет саморегуляции параметры системы устанавливаются в соответствии с выражением (1.95) и учетом изменившихся гидравлических сопротивлений.

1.3. ФАЗОВЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ ПОТОКА

Явления, связанные с движением жидкости, пока изучены крайне односторонне. Накоплен обширный практический материал, результаты обработки которого вылились в многочисленные эмпирические формулы с соответствующими коэффициентами, имеются наглядные фактические пособия, запечатлевшие развитие движения и его фазовые переходы. Однако не существует четкого представления о механизме возникновения движения, изменения его режимов, физическом смысле происходящих в жидкости явлений. В связи с этим существующие сложные аналитические решения и эмпирические формулы обычно справедливы лишь для узкой области формирования движения с соответствующими свойствами среды, характером возбуждения и не дают удовлетворительной сходимости при изменении характера и величины внешнего воздействия. Аналитические решения и эмпирические формулы, выведенные для ламинарного потока, не справедливы для пристенного слоя и турбулентного режима. И наоборот, решения, дающие удовлетворительную сходимость в турбулентном потоке, практически неприменимы для ламинарного режима и пристенной области.

В специальной технической литературе для описания свойств жидкости, характеризующих сцепление одного слоя относительно другого, используют большое число коэффициентов, аналогичных по физическому смыслу коэффициенту трения, а именно: динамическая вязкость, условная вязкость, турбулентная вязкость, статическое напряжение сдвига динамическое напряжение сдвига и др. Обилие коэффициентов свидетельствует о том, что пока их нельзя заменить одним параметром, который однозначно характеризовал бы трение относительно слоев жидкости для любых условий движения. Это объясняется тем, что исследователи в данной области изучали характер изменения сил сцепления в

жидкости как функцию температуры, химического состава и т.д., а не как функцию режимов движения потока.

Рассмотрим процесс формирования движения потока жидкости в трубе или капилляре по мере увеличения давления с учетом предложения, что с изменением режимов движения потока характер сцепления слоев жидкости относительно друг друга меняется.

При приложении к некоторому участку потока обычно малых давлений движение не наблюдается. Поэтому можно записать, что дивергенция скорости равна нулю

$$\operatorname{div} \vec{v} = 0. \quad (1.97)$$

При отсутствии движения под воздействием приложенного давления будет наблюдаться деформация слоев жидкости.

На рис. 1.15, *a* представлена эпюра давления в поперечном сечении трубы или капилляра. Очевидно, что давление в поперечном сечении будет постоянно

$$dJ/dx = dJ/dy = 0. \quad (1.98)$$

Сила, приложенная к некоторому элементарному объему в сечении трубы или капилляра и стремящаяся сдвинуть его относительно соседних

$$F = J dx dy. \quad (1.99)$$

Из выражения (1.99) следует, что сила, необходимая для сдвига любого элементарного объема жидкости относительно соседних, постоянна. Физический смысл этого явления становится понятен, если представить, что жидкость считается саморегулируемой системой. В поперечном сечении потока невозможно создание локальных участков, на упругую деформацию которых необходимо затратить большую энергию, чем соседних и наоборот. Характер распределения силы, необходимой для сдвига любого элементарного объема жидкости в поперечном сечении трубы или капилляра относительно соседних показан на рис. 1.15, *б*. Эта сила соответствует силе трения $F = F_{\text{тр}}$.

Саморегулирование системы осуществляется за счет автоматического изменения деформации и трения между соседними элементарными объемами жидкости при приложении или изменении внешней нагрузки. С удалением от границ линейно увеличивается момент возмущения $M_{\text{в}}$, действующий на элементарный объем жидкости и стремящийся сдвинуть его в направлении приложения нагрузки. Такому сдвигению препятствуют силы трения элементарного объема относительно соседних или момент сил трения $M_{\text{с}}$.

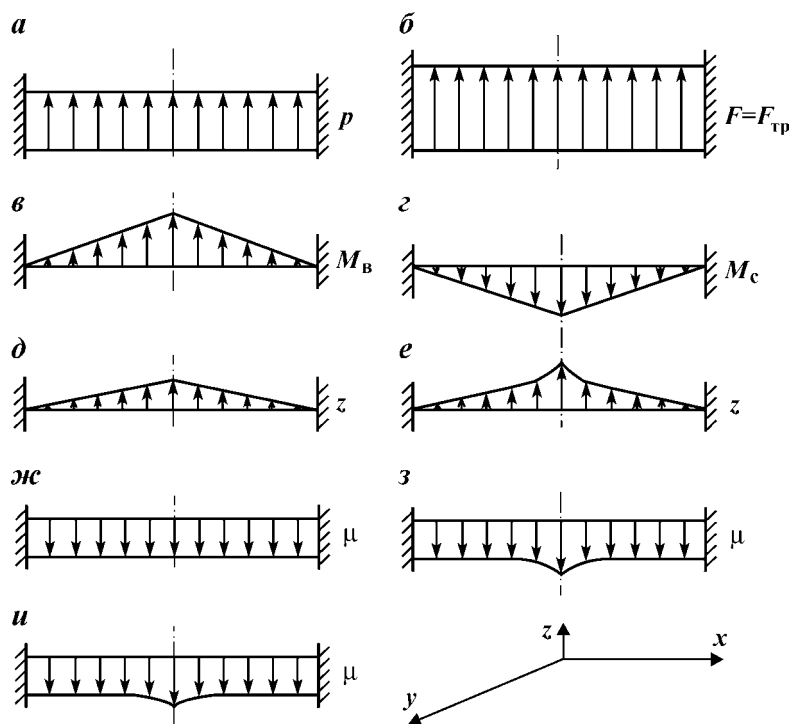


Рис. 1.15. Эпюры распределения давления (а), сил трения (б), возмущающего момента $M_{в}$ (в), момента сопротивления $M_c(z)$; деформации для вязкопластичных (д) и упругих (е) свойств жидкости; вязкости μ для вязкопластичных (ж), упругих (з) и реальных (и) свойств жидкости в поперечном сечении трубы или капилляра

Эпюра возмущающего момента представлена на рис. 1.15, в, а момента сил сопротивления на рис. 1.15, г. В случае преобладания упругих свойств жидкости деформация слоев жидкости относительно друг друга прямо пропорциональна величине внешних сил, или в данном случае возмущающему моменту. Характер деформации поперечного сечения потока показан на рис. 1.15, д. Если преобладают вязкопластичные свойства в жидкости, то величина деформации с некоторого момента растет быстрее, чем внешняя возмущающая нагрузка (рис. 1.15, е). Обычно на практике жидкость характеризуется упругими и вязкопластичными свойствами. Поэтому характер деформации поперечной поверхности поток z носит промежуточный характер между рис. 1.15, д и рис. 1.15, е.

Под вязкостью или трением жидкости следует понимать переходный коэффициент от приложенной нагрузки к вызываемой

этой нагрузкой деформации. Наиболее опасный вид нагружения – изгиб, в связи с чем под вязкостью или трением целесообразно понимать сопротивление изгибу.

На начальной стадии развития потока и стадии деформации возникающие силы комплексуются силами сопротивления. Поэтому возмущающий момент комплексуются моментом сил сопротивления, пропорциональным величине деформации и силами связи между слоями жидкости.

На рис. 1.15, ж и 1.15, з показан характер распределения трения вязкости жидкости в поперечном сечении потока для упругой и вязкопластичной деформации. В практических условиях эпюра распределения вязкости имеет вид, показанный на рис. 1.15, и.

При дальнейшем увеличении давления J и соответственно возмущающего момента M_v увеличивается также и момент сопротивления M_c за счет возрастания коэффициента трения или вязкости. Зависимость коэффициента трения μ от давления J показана на рис. 1.16. При достижении давлением J некоторых критических значений $J_{кр.1}$ структурные связи жидкости разрушаются на наиболее низком уровне и начинается течение. Критическим значениям давления $J_{кр.1}$ соответствуют определенные критические величины коэффициента трения $\mu_{кр.1}$, характерные для исследуемого вида жидкости и условий проведения работ.

В технической литературе давление $J_{кр.1}$, при котором начинается движение, называют начальным градиентом фильтрации. Необходимо пояснить, что такое понимание не совсем верно. Дело в том, что возникновение и развитие движения обусловлены возмущающим и критическим моментами сопротивления жидкости $M_{с.кр.1}$ для данных условий и только косвенно зависят от давления. В связи с этим начальные градиенты фильтрации или движения для разных сечений капилляров и труб будут различны. С увеличением площади сечения капилляра или трубы начальные градиенты фильтрации или движения уменьшаются пропорционально квадрату расстояния между границами потока d (рис. 1.17).

В связи с отмеченным, можно сделать вывод о том, что в пласте при создании репрессии или депрессии большая часть пор наиболее мелких по поперечному сечению не участвует в фильтрации. Жидкость фильтруют только наиболее крупные каналы. С увеличением репрессии или депрессии в движение вовлекаются все более мелкие поры, однако расход через них значительно меньше, чем через более крупные. Очевидно, что пористость по-

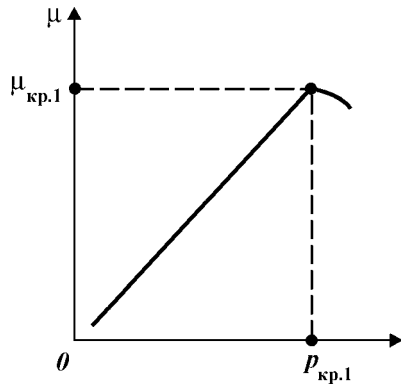


Рис. 1.16. Зависимость коэффициента трения жидкости от возмущающего давления

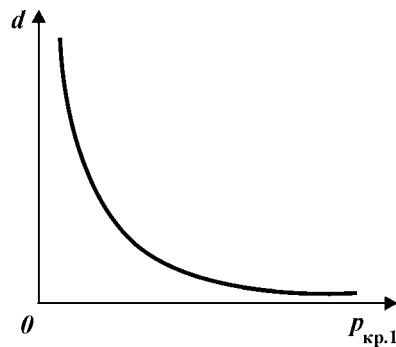


Рис. 1.17. Зависимость диаметра капилляра или трубы от критического перепада давления

род пласта, которую используют, например, при оценке режима фильтрации потока в прискважинной зоне без учета эффекта изменения критического градиента фильтрации, не позволяет получить объективные данные относительно размеров зоны турбулизации потока, характера изменения режимов фильтрации по мере удаления от скважины и т.д.

Развитие движения начинается от оси симметрии потока, т.е. в тех областях, для которых характерно увеличение коэффициента трения μ , обусловленного вязкопластичными свойствами жидкости. Движение начинается там, где реальный коэффициент трения μ достигает критических значений. С увеличением вязкопластичных свойств жидкости при критических давлениях $J_{кр.1}$ площадь ядра течения уменьшается. Наименее вязкие жидкости (например, вода) характеризуются относительно большим по площади ядром течения. Это объясняется менее выраженным нарушением линейного закона распределения коэффициента трения в центральных сечениях потока, обусловленным вязкопластичными свойствами.

Вторую стадию развития движения в технической литературе называют обычно ламинарным режимом. Для последнего характерно отсутствие поперечных составляющих скорости v и постоянство давления J в любой точке поперечного сечения потока

$$dJ/dx = dJ/dy = 0; \quad (1.100)$$

$$dv/dx = dv/dy = 0. \quad (1.101)$$

В этой связи эпюры на рис. 1.15, а, б справедливы не только

для фазы деформации, но и для фазы развития ламинарного потока. Однако в отличие от первой фазы, фаза развития ламинарного потока характеризуется постоянством скорости в направлении движения потока

$$dv/dz = 0; \quad v_z = \text{const.} \quad (1.102)$$

Принцип саморегулирования системы справедлив и для фазы ламинарного потока. Представим, что при определенном давлении $J > J_{\text{кр.1}}$, в центральных сечениях трубы или капилляра развилось ламинарное движение потока. В периферийных сечениях наблюдается деформация жидкости (рис. 1.18, *a*). Согласно принципу постоянства давления [см. уравнения давления (1.100), (1.101)] в поперечном сечении потока на любой элементарный объем жидкости в зоне деформации действует такое же давление, как и на любой элементарный объем жидкости в зоне ламинарного потока.

Для создания определенной деформации любого элементарного объема жидкости в зоне деформации относительно соседних необходимо приложить такую же силу и совершить такую же работу, как и для сдвига любого другого элементарного объема в зоне ламинарного потока относительно соседних с определенной

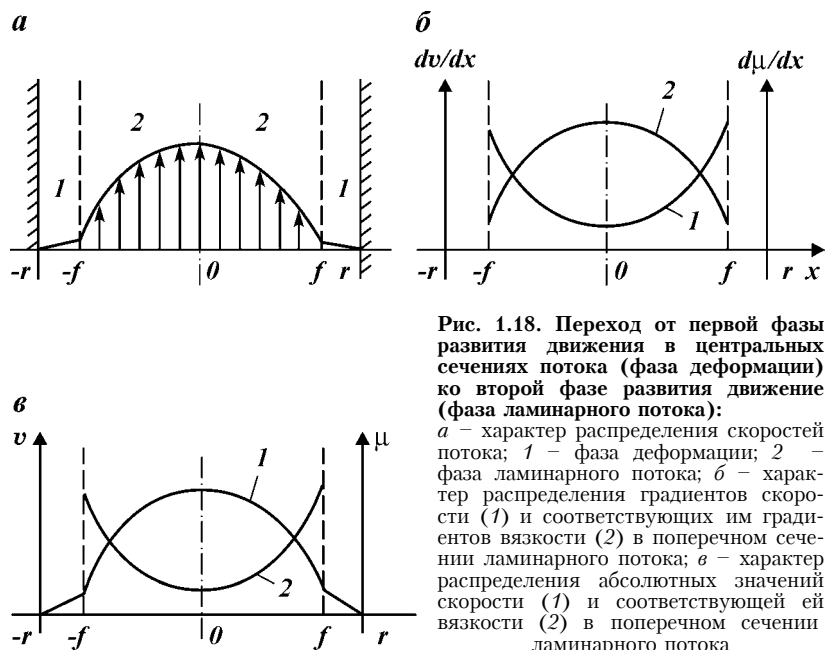


Рис. 1.18. Переход от первой фазы развития движения в центральных сечениях потока (фаза деформации) ко второй фазе развития движение (фаза ламинарного потока):

a – характер распределения скоростей потока; 1 – фаза деформации; 2 – фаза ламинарного потока; *б* – характер распределения градиентов скорости (1) и соответствующих им градиентов вязкости (2) в поперечном сечении ламинарного потока; *в* – характер распределения абсолютных значений скорости (1) и соответствующей ей вязкости (2) в поперечном сечении ламинарного потока

скоростью. Эпюры сил трения $F_{\text{тр}}$, возмущающего момента $M_{\text{в}}$ и момента сил трения или момента сопротивления $M_{\text{с}}$ справедливы и для второй фазы развития движения – ламинарного потока (см. рис. 1.15).

Для относительно небольших градиентов скорости по поперечному сечению потока (именно такие и характерны для ламинарного режима или второй фазы развития движения) многими исследователями [16] установлена линейная зависимость силы, необходимой для сдвига одного слоя жидкости площадью S относительно другого от градиента скорости

$$F = \mu S \frac{dv}{dx}, \quad (1.103)$$

где μ – вязкость по Куэтту; S – площадь соприкосновения слоев жидкости; dv/dx – градиент скорости в поперечном сечении потока в направлении оси $x(y)$.

Учитывая, что площадь соприкосновения слоев или элементарных объемов жидкости друг с другом также постоянная величина, то становится очевидным следующее: известная формула, полученная на основе анализа огромного экспериментального материала, не может быть справедлива при принятии аксиомы о постоянной вязкости в поперечном сечении потока, так как в этом случае градиент скорости также должен быть постоянным, что не соответствует действительности. В этой связи становится правомерным утверждение о том, что с увеличением градиента скорости в поперечном сечении потока dv/dx градиент вязкости $d\mu/dx$ уменьшается. Для ламинарного потока или второй стадии развития движения справедливы условия

$$\frac{dv}{dx} \frac{d\mu}{dx} = 0; \quad v_x \mu_x = \text{const}; \quad (1.104)$$

$$\frac{dv}{dy} \frac{d\mu}{dy} = 0; \quad v_y \mu_y = \text{const}. \quad (1.105)$$

Сложность получения выражений (1.104) и (1.105) ранее заключалась на взгляд автора в невозможности измерить текущую вязкость в поперечном сечении потока известными вискозиметрами, оценить характер ее изменения. Действительно, известные конструкции вискозиметров предполагают определение только средней вязкости жидкости для исследуемой толщины потока.

При теоретическом определении вязкости предполагалось либо рассматривать поток определенной толщины между двумя подвижными границами, либо движение цилиндров относительно оси симметрии. В обоих случаях постановка задачи исключала

выявление связи между скоростью и вязкостью, так как измерялась и определялась вязкость, соответствующая средней скорости.

При переходе от первой фазы развития движения (деформация) к второй (ламинарный поток) качественно изменяются характер взаимодействия слоев жидкости относительно соседних и трения. Для фазы деформации характерно трение покоя, обусловленное структурными свойствами жидкости. Фаза ламинарного потока характеризуется кинематическим трением, зависящим от скорости смещения одного слоя жидкости относительно другого. Саморегулирование системы при возникновении ламинарного потока заключается в том, что для соблюдения условий постоянства давления и величин сил трения в поперечном сечении потока, вытекающих из определения ламинарного режима, линейное увеличение возмущающего момента M_B (см. рис. 1.15, *e*) и момента сопротивления M_C (см. рис. 1.15, *e*) обеспечивается за счет уменьшения трения между слоями жидкости с увеличением скорости потока, т.е. в направлении от границ к центру симметрии потока.

Типовые графики изменения градиента скорости и градиента вязкости в поперечном сечении потока для ламинарного режима движения показаны на рис. 1.18, *б*. Характер изменения абсолютных значений вязкости и соответствующей ей скорости в поперечном сечении ламинарного потока показаны на рис. 1.18, *в*. С увеличением скорости потока происходит разрушение структуры жидкости на все более высоком уровне, т.е. вязкость, характеризующая силы взаимодействия частиц жидкости в ламинарном режиме, соответствует давлению возмущения J и определяются на основании площади эпюры момента сопротивления M_C , равного в каждой точке потока моменту возмущения M_B .

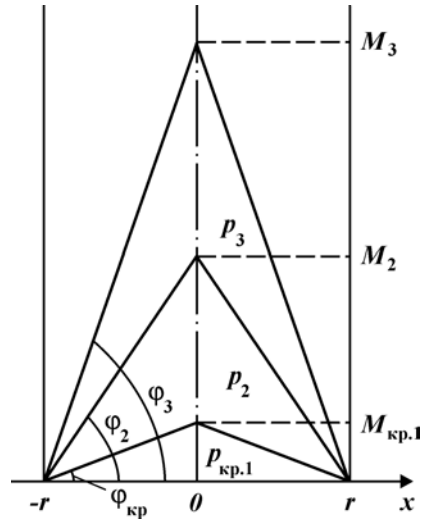
Потери напора при движении потока в ламинарном режиме могут быть определены, если известны момент $M_{кр.1}$, при котором начинается движение данного типа жидкости в любом капилляре или трубе с радиусом r , и толщина зоны деформации при исследуемом движении f .

Предположим, что начало движения, т.е. переход от фазы деформации к фазе ламинарного потока, для определенной жидкости исследовано на модели. В трубе единичной длины радиусом r_m начало движения зафиксировали при давлении $J_{кр.1m}$. Критический момент в этом случае, при котором осуществился переход от фазы деформации к фазе ламинарного потока (рис. 1.19)

$$M_{кр.1m} = J_{кр} S_m r_m = \text{tg } \varphi_m r_m, \quad (1.106)$$

где S_m – площадь ядра ламинарного потока на модели; φ_m – угол

Рис. 1.19. Эпюра момента сопротивления при увеличении возмущающей нагрузки более $p_{кр.1}$ при развитии ламинарного потока



наклона эпюры момента к поперечной оси потока радиуса r_m на модели.

Для определения потерь напора при движении той же жидкости в ламинарном потоке, но в другой трубе или другом капилляре при других режимах, необходимо знать либо толщину зоны деформации f , либо площадь ядра течения S ламинарного потока. Момент, который необходимо приложить для обеспечения наблюдаемых режимов движения, определим из выражения

$$M_{кр.1} = \operatorname{tg} \varphi r = \frac{M_{кр.1m}}{r_m} r = J_{кр.м} S_m r. \quad (1.107)$$

По эпюре момента легко определяются потери напора на единицу длины трубы или капилляра

$$J_{кр.1} = J_{кр.1м} \frac{S_m r_m}{S r}. \quad (1.108)$$

Величина тангенса угла наклона эпюры момента возмущения или сопротивления характеризует вязкостные свойства жидкости и соответствует величине силы трения между слоями жидкости

$$\operatorname{tg} \varphi = F_{тр}. \quad (1.109)$$

Значения углов наклона эпюры момента, при котором происходит переход от фазы деформации к фазе ламинарного потока,

называют критическими $\varphi_{кр.1}$. Величина φ остается постоянной по поперечному сечению ламинарного потока

$$d\varphi/dx = d\varphi/dy = 0; \varphi = \text{const.} \quad (1.110)$$

Тангенс угла наклона эпюры момента возмущения или сопротивления можно выразить через величину потерь напора J и площадь сечения потока S

$$\text{tg } \varphi = JS = \text{const.} \quad (1.111)$$

При изменении режимов движения меняется радиус зоны ламинарного потока согласно условию

$$\text{tg } \varphi_m / \text{tg } \varphi = r_m / r. \quad (1.112)$$

По мере возрастания внешней нагрузки с увеличением скорости в ламинарном потоке в направлении его оси симметрии уменьшается вязкость μ согласно условиям (1.104) и (1.105). Уменьшение вязкости свидетельствует о разрушении структурных связей. Уменьшение вязкости возможно только до некоторого предельного критического уровня (молекулярного или какого-то другого), обусловленного условиями движения, температурой, типом жидкости и т.д. С увеличением скорости до некоторых критических значений в направлении оси потока вязкость уменьшается и достигает критических значений, ниже которых она не уменьшается.

Критических значений вязкость жидкости при увеличении скорости достигает сначала в центре симметрии потока. Дальнейшее увеличение внешней нагрузки приводит к увеличению скорости потока в центральных сечениях больше критических, однако вязкость, соответствующая этим скоростям, остается постоянной и равной критической или минимально возможной для данных условий.

Таким образом, при определенных скоростях потока, больших критических $v > v_{кр.2}$, соответствующих им давлениях $J > J_{кр.2}$ и углах трения $\varphi > \varphi_{кр.2}$ нарушается закон постоянного произведения градиента скорости на градиент вязкости

$$\frac{dv}{dx} \frac{d\mu}{dx} \neq 0; V_x M_x \neq \text{const.} \quad (1.113)$$

$$\frac{dv}{dy} \frac{d\mu}{dy} \neq 0; V_y M_y \neq \text{const.} \quad (1.114)$$

В потоке образуется зона повышенного давления по сравнению с давлением в зонах ламинарного потока и деформации, ко-

торая обусловлена повышенными скоростями движения жидкости в ядре. В зоне ядра из-за невозможности уравнивания давления при росте скорости за счет уменьшения вязкости образуется уплотненная область, законы трения в которой качественно отличаются от законов трения в зонах деформации и ламинарного потока.

Качественное отличие трения или сопротивления перемещению одного слоя жидкости относительно соседнего в области ядра потока заключается в том, что сила трения начинает расти быстрее, чем первая степень скорости потока и выражение (1.103), справедливое для ламинарной фазы, неудовлетворительно описывает процесс. Быстрый рост сил трения в ядре потока с ростом скорости обуславливает непостоянство давления в поперечном сечении трубы или капилляра (рис. 1.20).

Фаза развития движения, при которой давление в поперечном сечении потока перестает быть постоянным

$$dJ/dx \neq \text{const}; dJ/dy = \text{const}, \quad (1.115)$$

в литературе получила название турбулизации потока или возникновения турбулентного режима течения. Для турбулентного режима характерно наличие и изменение поперечных составляющих скорости, а также изменение величины продольной скорости во времени

$$dv/dx > 0; dv/dy > 0; \quad (1.116)$$

$$dv/dz > 0. \quad (1.117)$$

Развитие турбулентного режима, или третьей фазы движения, при увеличении интенсивности внешнего воздействия происходит от оси симметрии потока в направлении границ по мере

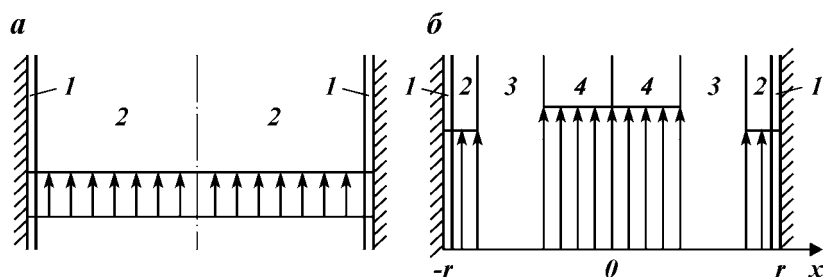


Рис. 1.20. Эпюра распределения давления по поперечному сечению потока: *a* – при второй фазе движения (ламинарный поток); *б* – при развитии третьей фазы движения (турбулентный поток); 1 – область деформации; 2 – область ламинарного потока; 3 – переходная область; 4 – область турбулентного потока

уменьшения вязкости до критических значений от центра к границам потока.

Скорости, при которых вязкость уменьшилась в центре потока до критических значений и начинается турбулизация, считаются критическими. Можно говорить о критическом давлении $J_{кр.2}$, при котором возникает турбулизация потока. Однако полученные значения $J_{кр.2}$ справедливы только для определенных капилляров или труб с заданными геометрическими характеристиками.

Таким образом, в поперечном сечении потока при $J > J_{кр.2}$ и $v > v_{кр.2}$ существуют две области с разными давлениями, причем зона повышенного давления расположена в центральных сечениях потока, а зона пониженного – в периферийных. Давление в зоне турбулентного потока должно урегулироваться с давлением в зонах ламинарного потока и деформации. Зона между ламинарной и турбулентной областями, в которой происходит урегулирование давления, играющая роль своеобразного шлюза, носит название переходной зоны (см. рис. 1.20). Урегулирование давления в переходной зоне происходит за счет вихревого движения. Действительно, вращение вихря создает в потоке определенную силу, которая называется в литературе подъемной силой или силой Магнуса – Жуковского, обуславливающую определенную величину давления от границ потока к центру. При закручивании вихря от границ потока к центру вихрь создает определенное поле давления J_v , величину которого можно определить из отношения подъемной силы $F_{ж}$ к площади вихря S_v (рис. 1.21). Подъемная сила легко определяется из теоремы Жуковского.

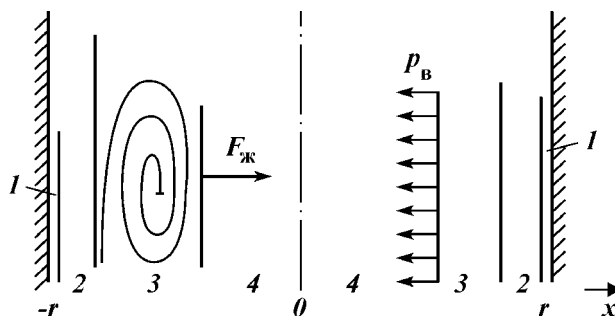


Рис. 1.21. Принципиальная схема урегулирования более высокого давления в центральных сечениях потока с более низким в периферийных сечениях за счет создания поля вихревого давления при образовании в переходной области вихревого движения. Обозначения см. рис. 1.20

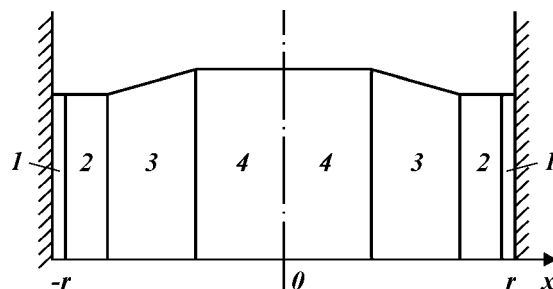


Рис. 1.22. Эпюра давления в поперечном сечении турбулентного потока с учетом его саморегулирования в переходной зоне с помощью вихревого движения. Обозначения см. рис. 1.20

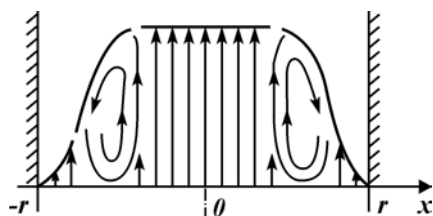
С ростом перепада давления между турбулентным ядром и зоной ламинарного потока интенсивность вихрей, перемещающихся совместно с потоком, увеличивается, что обеспечивает большее поле вихревого давления. И так, за счет вихреобразования удастся урегулировать более высокие давления в зоне турбулентного потока с менее высокими в зоне ламинарного потока. С увеличением возмущающей нагрузки и степени турбулизации потока интенсивность вихреобразования растет (рис. 1.22).

На рис. 1.22 показана эпюра давления для турбулентного режима с учетом его саморегулирования по поперечному сечению потока с помощью образующихся вихрей. Значение давления в поперечном сечении определяется направлением потока на третьей стадии развития движения, фазе развития турбулентного потока (рис. 1.23). Давление в ядре турбулентного потока постоянно так же, как и вязкость жидкости. В связи с этим средняя скорость, при которой будет соблюдаться постоянство вязкости и давления, тоже должна быть постоянна

$$\bar{v}_{\text{ядр}} = \text{const}; \quad (1.118)$$

$$M_{\text{ядр}} = M_{\text{кр.2}} = M_{\text{min}} = \text{const}. \quad (1.119)$$

Рис. 1.23. Принципиальная схема направления скоростей потока на третьей стадии развития движения (область турбулентного потока)



Необходимо отметить, что при переходе от второй фазы развития движения (фаза ламинарного потока) к третьей фазе (фаза турбулентного потока) качественно меняется характер взаимодействия соседних слоев жидкости при смещении относительно друг друга. Если для ламинарной области характерна линейная зависимость силы трения от скорости, то для турбулентной области она нарушается. Дело в том, что взаимодействие элементарных объемов жидкости при больших скоростях движения относительно друг друга носит дискретный характер. Именно такой характер сил трения обеспечивает минимальную работу, необходимую для транспортировки единицы объема при заданных внешних условиях, к минимизации которой стремится любая движущаяся система. Поясним это на примере.

Тело, движущееся по гладкой поверхности при определенной скорости, начинает периодически подпрыгивать и часть пути проходить вне взаимодействия с поверхностью. Аналогичный эффект наблюдается и в жидкостях, что проявляется в возникновении пульсирующих скоростей в переходной области. При накапливании, аккумуляции энергии в одном слое жидкости он имеет возможность проскочить относительно другого, а затем, отдав энергию, затормозиться и пропустить относительно себя соседние слои и опять накопить энергию для последующей пульсации.

Пульсация в переходной области наблюдается также за счет осевого перемещения вихрей вдоль оси потока. Если интенсивность вихря с удалением от его центра и периферии изменяется, то и скорости в продольном и поперечном направлениях потока также меняются, т.е. наблюдается пульсация скоростей. С интенсификацией турбулизации растет неоднородность вихрей и увеличивается различие между максимальной и минимальной скоростями в переходной области.

В ядре турбулентного потока, по-видимому, пульсации скоростей не возникнет из-за наличия градиентов скорости в поперечном сечении потока, близких к нулю, и отсутствия смещения одного слоя жидкости относительно другого.

Эпюра давления для третьей фазы развития движения, фазы турбулентного потока представлена на рис. 1.24, *а*. В переходной области она имеет точку перегиба, обусловленную вихревым движением, при котором в вихре ближайšie к зоне ламинарного потока слои движутся в восходящем потоке, а ближе к зоне турбулентного ядра – в нисходящем (рис. 1.24, *б*). Необходимо заметить, что сами вихри перемещаются в направлении движения потока с соответствующими скоростями. На рис. 1.24, *в* показана эпюра распределения вязкости по поперечному сечению потока, а

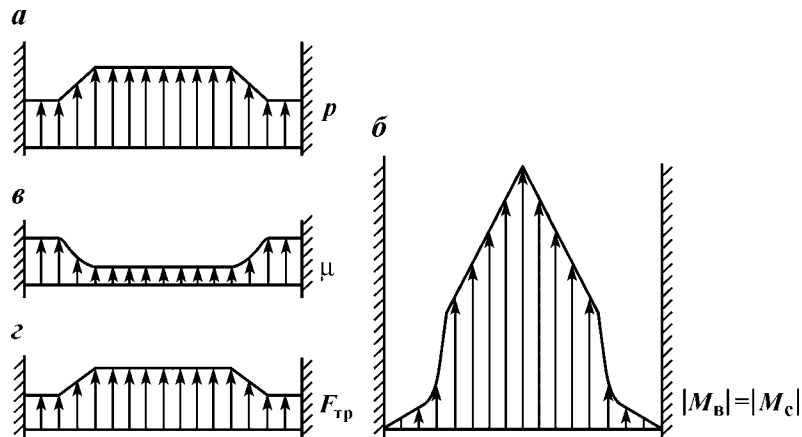


Рис. 1.24. Эпюры давления (а), возмущающего момента M_b или момента сил сопротивления M_c (б), вязкости μ (в) и силы трения $F_{тр}$ (г), равной тангенсу угла наклона эпюры моментов к поперечной оси симметрии потока $F_{тр} = \text{tg } \phi$ по сечению турбулентного потока

на рис. 1.24, г – сил трения. Для третьей стадии развития движения характерно наличие четырех принципиально различных областей потока. Область деформации сменяется областью ламинарного потока, которая переходит через переходную зону в зону турбулентного режима.

Потери напора на третьей стадии развития движения определяются суммой напора в области деформации, ламинарного, переходного и турбулентного потоков. При изменении внешних факторов характер и мощность различных областей могут меняться. С увеличением температуры среды вязкость жидкости до критических значений уменьшается быстрее. Также уменьшаются и скорости потока, которым соответствуют значения критической вязкости. В этой связи переход от фазы деформации к фазе ламинарного потока, от фазы ламинарного потока к переходной базе и к фазе турбулентного потока для более высоких температур осуществляется быстрее, чем для более низких.

При увеличении внешней нагрузки от p_1 до p_3 потери напора при движении возрастают за счет развития турбулентного ядра (от $r_{яд.1}$ до $r_{яд.3}$) течения от оси к периферии потока и увеличения угла трения в ядре по сравнению с областью ламинарного потока и зоной деформации (рис. 1.25). Потери напора при турбулентном режиме легко найти, если известны площадь турбулентного ядра и толщина ламинарного подслоя.

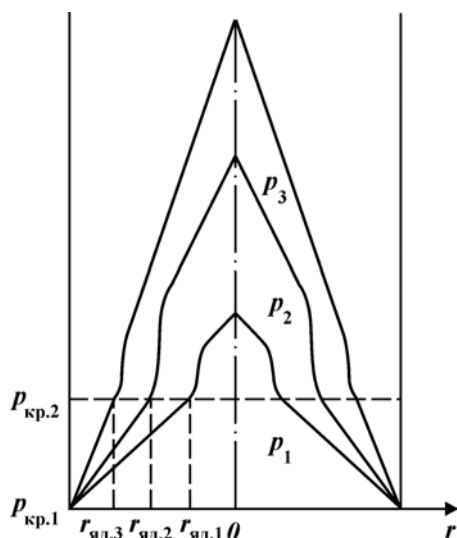


Рис. 1.25. Эпюры моментов сопротивления ($p_1 < p_2 < p_3$)

Потери напора в турбулентном ядре с уравнениями (1.106) – (1.108)

$$J_T = J_{кр.2} \frac{S_{яд.м} (r_m - r_{яд.м})}{S_{яд} (r_m - r_{яд})}, \quad (1.120)$$

где J_T – потери напора в турбулентном ядре исследуемого потока; $S_{яд}$ – площадь ядра исследуемого турбулентного потока; $r_{яд}$ – радиус канала; $r_{яд.м}$ – радиус ядра турбулентного потока; $J_{кр.2}$ – критическое давление, при котором осуществился переход от ламинарного к турбулентному режиму движения с площадью ядра $r_{яд.м}$ и размахом r_m на ранее исследуемой модели

$$\text{tg } \varphi < \text{tg } \varphi_{2кр} = (r_m - r_{яд.м}) / (r - r_{яд}), \quad (1.121)$$

где φ – угол наклона эпюры моментов к поперечной оси симметрии исследуемого потока; $\varphi_{кр}$ – критический угол наклона эпюры моментов к поперечной оси симметрии потока на модели, при котором образовалось ядро турбулентного потока радиуса $r_{яд.м}$ размаха $2r_{яд.м}$.

Потери напора в области деформации и ламинарного потока составят по аналогии с уравнением (1.108).

$$J_L = J_{кр.1} \frac{S_{л.м} r_{л.м}}{S_L r_L}, \quad (1.122)$$

где S_L – площадь кольцевой области ламинарного потока и зоны

деформации, ограниченная стенками потока и переходной областью, расстояние между которыми r_d .

Потери напора в переходной между ламинарной и турбулентной областями движения с достаточной степенью приближения можно определить на основании средней величины угла наклона эпюр моментов для ламинарной и турбулентной областей. Это допущение вполне корректно, так как переходная область компенсирует давление в турбулентной и ламинарной областях друг с другом и поэтому принимает промежуточные, средние значения

$$\operatorname{tg} \varphi_{\Pi} = (\operatorname{tg} \varphi_{\text{л}} + \operatorname{tg} \varphi_{\text{т}})/2; \quad (1.123)$$

$$J_{\Pi} = (J_{\text{т}}S_{\text{яд}} + J_{\text{л}}S_{\text{л}})/S_{\Pi}, \quad (1.124)$$

где $\varphi_{\text{л}}$, $\varphi_{\text{т}}$ – угол наклона эпюры моментов к поперечной оси потока для зоны соответственно ламинарного и турбулентного потоков; S_{Π} – площадь кольцевой области переходного режима между ламинарной и турбулентной областями.

Суммарные потери напора при турбулентном режиме [см. выражения (1.120), (1.121) и (1.124)]

$$J = J_{\text{т}} + J_{\text{л}} + J_{\Pi} = J_{\text{кр.2}} \frac{S_{\text{яд.л}}(r_{\text{м}} - r_{\text{яд.л}})}{S_{\text{яд}}(r - r_{\text{яд}})} + \\ + J_{\text{кр.1}} \frac{S_{\text{л.л}}r_{\text{л.л}}}{S_{\text{л}}r_{\text{л}}} + \frac{J_{\text{т}}S_{\text{яд}} + J_{\text{л}}S_{\text{л}}}{S_{\Pi}}. \quad (1.125)$$

Для оперативного определения потерь напора при движении жидкости по предложенной методике целесообразно строить номограммы режимов потока и площадей зон деформации, ламинарного, переходного и турбулентного потоков для разных параметров труб и капилляров, что значительно упростит расчеты. Потери напора прямо не зависят от шероховатости труб. Обычно в гидравлике принимают коэффициент сопротивления как функцию шероховатости, износа труб и т.д. Однако такое предположение ошибочно. Дело в том, что шероховатость влияет на величину потерь напора только косвенно, за счет увеличения площади зоны деформации и ламинарного подслоя и соответственно увеличения углов трения и моментов сопротивления в центральных сечениях потока при заданном расходе.

Принцип саморегулирования системы в этом случае проявляется в следующем. У больших уступов шероховатостей на границах потока создается градиент деформации и соответствующая толщина зоны деформации и ламинарного подслоя, при которых на транспортировку данного объема жидкости при известных внешних факторах затрачивается минимальная энергия. В случае

создания течения у шероховатости потери напора в пристенной области резко возрастут и нарушится равновесие системы. Поэтому при увеличении масштаба шероховатости меняется только величина зоны деформации и заданный расход приходится на меньшее реальное поперечное сечение потока. В выражениях (1.123) и (1.109) шероховатость учитывается радиусом зоны ламинарного течения, который увеличивается с ростом шероховатости и мощности зоны деформации.

С увеличением внешней нагрузки и скоростей движения потока турбулентный режим будет интенсифицироваться и превалировать над ламинарным. При некоторых значениях внешней нагрузки система перестает быть устойчивой из-за нарушения сплошности потока, принципа постоянства массы по сечениям потока и появления кавитации. Очевидно, что такая система при заданных внешних факторах становится энергетически более выгодной. Однако из-за специфики движения двухфазных сред, которая наблюдается при кавитации, переход от турбулентного режима к кавитационному режиму рассмотрен не будет.

Итак, из приведенного анализа можно сделать следующие выводы.

Система движущейся жидкости считается саморегулируемой. Саморегулируемость ее заключается в том, что при определенной величине и характере внешних воздействий система принимает определенное энергетическое состояние, занимает определенный энергетический уровень, который при данной нагрузке наивыгоднейший.

С интенсификацией внешней нагрузки на систему жидкости она принимает различные энергетические состояния, соответствующие режимам деформации, развития ламинарного потока, развития турбулентного потока и развития кавитационного течения. С переходом на новый энергетический уровень сложность системы возрастает.

На первой, начальной фазе развития движения (фаза деформации) саморегулирование системы заключается в том, что в поперечном сечении не формируются ослабленных или усиленных к разрушению участков, а создается равновесная поверхность деформации. С интенсифицирующей внешней нагрузкой увеличивается момент сил сопротивления, при этом вязкость жидкости остается постоянной. Саморегулирование системы в фазе упругой деформации осуществляется за счет компенсации внешней нагрузки силами сопротивления жидкости.

На второй фазе развития движения (фаза ламинарного потока) создается равновесная в поперечном сечении система. Зона деформации (у периферии) и зона ламинарного потока (в цен-

тральных сечениях) в энергетическом отношении уравновешивают друг друга. Саморегулирование системы в фазе ламинарного потока при изменении внешнего воздействия происходит за счет автоматического изменения значений скорости и вязкости потока в каждой точке, при котором произведение градиента вязкости среды на градиент скорости потока в поперечном сечении – величина постоянная.

На третьей фазе развития движения (фаза турбулентного потока) в центральных сечениях создается зона переуплотнения, характеризующаяся повышенным давлением и минимальной для данных внешних факторов вязкостью. Уравновешивание зон турбулентной области с областями ламинарного потока и деформации осуществляется за счет создания между ними переходной зоны, которая характеризуется наличием вихревого движения, закручивающегося по часовой стрелке слева от оси симметрии и против – справа от оси симметрии потока. В переходной области создается поле давления от периферии к центральным сечениям потока, с помощью которого энергетический потенциал ламинарной и турбулентной областей уравновешивается. Саморегулирование системы на этой фазе при изменении внешних факторов осуществляется за счет изменения интенсивности вихреобразования в переходной области.