

## НАДЕЖНОСТЬ ОСНОВАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ В КРИОЛИТОЗОНЕ

УДК 624.139

DOI: 10.21782/KZ1560-7496-2018-2(50-60)

МЕТОД РАСЧЕТА ВЕРТИКАЛЬНОЙ НАГРУЗКИ НА КРЕПЬ СКВАЖИНЫ  
ПРИ ОТТАИВАНИИ ВМЕЩАЮЩИХ МЕРЗЛЫХ ПОРОД

Я.Б. Горелик, П.В. Солдатов

*Институт криосферы Земли ТюмНЦ СО РАН, 625000, Тюмень, а/я 1230, Россия; gorelik@ikz.ru*

Представлены данные по деформациям крепи скважин на северных месторождениях и результаты сравнения с лабораторными экспериментами, моделирующими сжатие крепи, которое приводит к деформациям, сходным с наблюдаемыми в натурных условиях. Мерзлые породы в районах расположения скважин включают глинистые пласты, сформировавшиеся по эпигенетическому типу. В талом состоянии такие пласты обладают повышенными механическими характеристиками и могут без разрушения выдерживать значительные нагрузки. Талая часть пласта имеет три опорных элемента: крепь скважины, собственное продолжение в мерзлых породах и подстилающие талые породы. Предложен метод расчета нагрузки на крепь в зависимости от размера области протаивания и свойств оттаивающих пород. Нагрузка на крепь вначале эксплуатации возрастает, достигая максимума, и далее снижается до асимптотически постоянной величины, не зависящей от радиуса протаивания. Опасными для сооружений являются первые несколько лет эксплуатации, что хорошо согласуется с известными натурными наблюдениями.

*Мерзлые породы, талые породы, крепь скважины, осевые нагрузки, деформации крепи*METHOD OF CALCULATION OF AXIAL LOAD ON THE WELL'S CASING DURING THAWING  
OF FROZEN HOST SEDIMENTS

J.B. Gorelik, P.V. Soldatov

*Earth Cryosphere Institute, Tyumen Scientific Centre SB RAS, P/O 1230, Tyumen, 625000, Russia; gorelik@ikz.ru*

The paper presents data on casing deformations reported from high-latitude hydrocarbon production fields, and results of their comparison with laboratory simulations of a casing subjected to axial compression leading to deformations, such as buckling, similar to those occurring under operation conditions. The frozen soils in regions of well placements with reported buckled casings include epigenetically frozen clayey layers. In the thawed state, such layers have better mechanical properties and may retain their integrity under significant loads. As such, the thawed part of the layer comprises three supporting elements: casing; its own extension into the frozen soils; and the underlying thawed soils. A method for calculating axial loads on the casing depending on the thawed area size and thawing soils properties is proposed. The axial load exerted on casing tends to grow reaching its maximum at the initial stages of well operation, and then decreases to the asymptotically constant value (regardless of thaw radius). Early years of well operations appear to be most hazardous for the constructions, which agrees well with the known practical results.

*Frozen soils, thawed soils, casing, axial loads, casing buckling*

## ВВЕДЕНИЕ

Строительство и эксплуатация скважин на месторождениях углеводородов в районах распространения многолетнемерзлых пород сопряжены с определенными рисками, связанными с возникновением дополнительных нагрузок на крепь скважин, вызванных промерзанием или оттаиванием вмещающих пород [Медведский, 1987; Быков, 1991; Совершенствование..., 1996; Ремизов и др., 2001; Василевский, 2002; Goodman, 1978; Hirshberg et al., 1988]. Так, оттаивание мерзлых пород при воздействии тепла скважин связано с возникновением сил негативного трения, обусловленных частичным зависанием оттаявших пород на внешней стенке крепи и направленных по продольной оси

скважины. Величина этих сил зависит от радиуса оттаивания и мощности слоя оттаявших пород [Теория..., 1965] и для определенных глубин может достигать критического значения, способного вызвать потерю продольной устойчивости крепи даже в случае сохранения боковой опоры на оттаявшие породы [Горелик, Солдатов, 2016]. Другим типом разрушающего воздействия осевой нагрузки является пластическая деформация материала обсадных труб и эксплуатационной колонны в виде образования гофр вблизи муфтовых соединений, которые также могут привести к разгерметизации муфтовых соединений, разрушению крепи и вынужденной остановке скважин [Hirshberg et

al., 1988]. Рассмотрим подробнее вид и последствия подобных деформаций на примерах.

**1. Фактические данные по деформации крепи скважин и их лабораторных моделей**

**1.1. Ямбургское ГКМ.** Характер деформации двух скважин на Ямбургском газоконденсатном месторождении (ГКМ) в совокупности с иной информацией детально описаны в работе [Горелик, Солдатов, 2016]. Ниже приводятся краткие сведения по конструкции и деформациям этих скважин. В табл. 1 представлены данные о конструкции скважин в интервале залегания мерзлых пород и некоторые технологические параметры. В табл. 2 содержатся сведения по инклинометрии деформированного участка и его положению в вертикальном разрезе по скв. 8032. Рисунок 1, б показывает характер деформаций этого участка крепи. Он соответствует потере продольной устойчивости крепи с одной полуволной изгиба в условиях сохранения боковой опоры на оттаявшие породы (просадка устья скважины составила 0.66 м).

Деформации второй скважины (8033) сосредоточены вблизи муфтового соединения, имеют иной характер и представлены на рис. 1, а. На рис. 1 также даны интервалы деформации и взаимное расположение двух деформированных скважин относительно друг друга в разрезе по осевой линии вдоль куста.

Методом импульсной дефектоскопии было определено, что обсадная колонна скв. 8033 разорвана со смещением на муфтовом соединении (см. рис. 1, а), однако труба сохраняет вертикальность в этом интервале глубин. Насосно-компрессорная труба (НКТ) в интервале 216.5–226.5 м искривлена.

Участки глубин  $H_2$  и  $H_1$  указывают на интервалы деформации скважин 8033 и 8032 соответственно. Так, на скв. 8032 деформация зафиксирована в интервале 225–268 м, т. е. длина интервала  $H_1$  составляет 43 м. На скв. 8033 интервал деформации  $H_2$  составляет около 60 м и расположен между глубинами 190–250 м. Учитывая, что интервалы деформации обеих скважин примерно одинаковы и расположены на одинаковой глубине, а расстояние между скважинами составляет 40 м, можно сделать вывод: причина деформаций кроется в геологическом строении многолетнемерзлых пород и их свойствах при оттаивании.

**1.2. Ванкорское месторождение.** На одной из кустовых площадок Ванкорского месторождения, как и на Ямбургском ГКМ, произошла деформация двух соседних скважин (с их последующей вынужденной остановкой). Фактические данные по этим скважинам представлены компанией “Ванкорнефть” на рабочем совещании по выяснению причин деформаций, проведенном с участием ИКЗ СО РАН в ноябре 2015 г.

В табл. 3 приведены конструктивные и технологические параметры деформированных сква-

Таблица 1. Технологические и конструктивные параметры деформированных скважин на Ямбургском ГКМ

Скважина	$D \times s$		Период бурения скважины	Запуск в эксплуатацию	Остановка
	кондуктор	эксплуат. колонна			
8032	245 × 11.1	168.3 × 8.94	22.12.1994–08.01.1995	24.03.1996	01.05.1997
8033	245 × 11.1	168.3 × 8.94	14.01.1995–08.02.1995	24.03.1996	07.2000

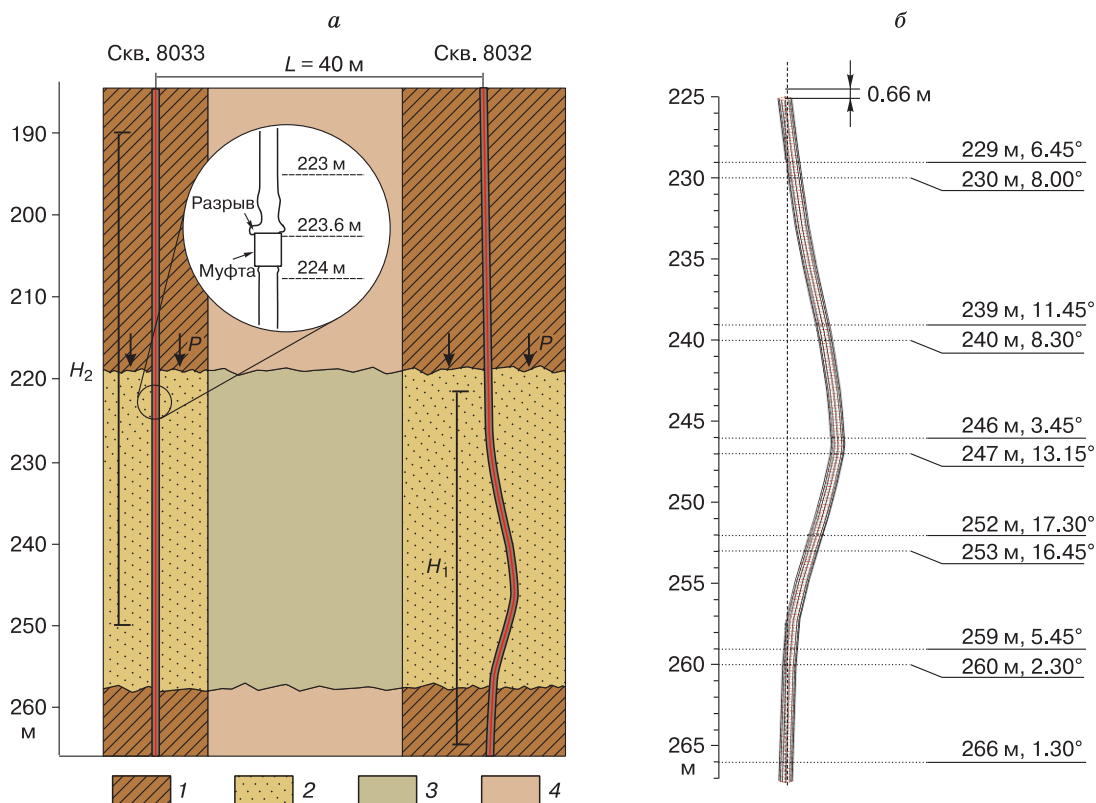
Примечание.  $D$  – диаметр, мм;  $s$  – толщина, мм.

Таблица 2. Результаты инклинометрии деформированного участка скважины 8032

Интервал глубин, м	Угол отклонения от вертикали, град		Примечание
	открытый ствол*	эксплуатационная колонна**	
0–100	0	1.00	
100–229	0	1.00–6.45	
230–239	0	8.00–11.45	Интервал набора кривизны (смятия эксплуатационной колонны)
240–246	0	8.30–3.45	Интервал спада кривизны
247–252	0	13.15–17.30	Интервал наибольшего набора кривизны (смятия эксплуатационной колонны)
253–259	0	16.45–5.45	Интервал спада кривизны (запись в НКТ)
260–266	0	2.30–2.15	Практически вертикальный ствол (запись в НКТ)
266–300	0.15	1.30–0.45	Вертикальный ствол (запись в НКТ)
300–500	0.15	0.15–1.00	Вертикальный ствол (запись в эксплуатационной колонне)

\* Дата: 04.01.1995 г.

\*\* Дата: 20.08.2000 г.



**Рис. 1. Условия и характер деформирования скважин на Ямбургском ГКМ:**

a – геологический разрез и характер деформаций скважин 8032 и 8033; б – детальная информация по деформированному участку скважины 8032 на Ямбургском ГКМ (по данным инклинометрии от 20.08.2000 г.), значения угла отклонения локального участка крепи от вертикали; 1 – талая плотная глина; 2 – талый слабоконсолидированный песок; 3 – мерзлый песок; 4 – мерзлая глина.

жин. На рис. 2 представлены трехмерные изображения деформированных участков и интервалы глубин, в которых они размещены в массиве пород. Максимальные деформации скважин приурочены к интервалу глубин от 170 до 195 м. Деформированные участки обеих скважин имеют вид гофрированных складок, возникновение которых может быть обусловлено пластическим течением металла под действием осевой нагрузки. Нарушение вертикальности крепи в пределах интервала ее деформаций не отмечено. Более подробная геологическая

информация о мерзлых породах по территории Ванкорского месторождения отсутствует.

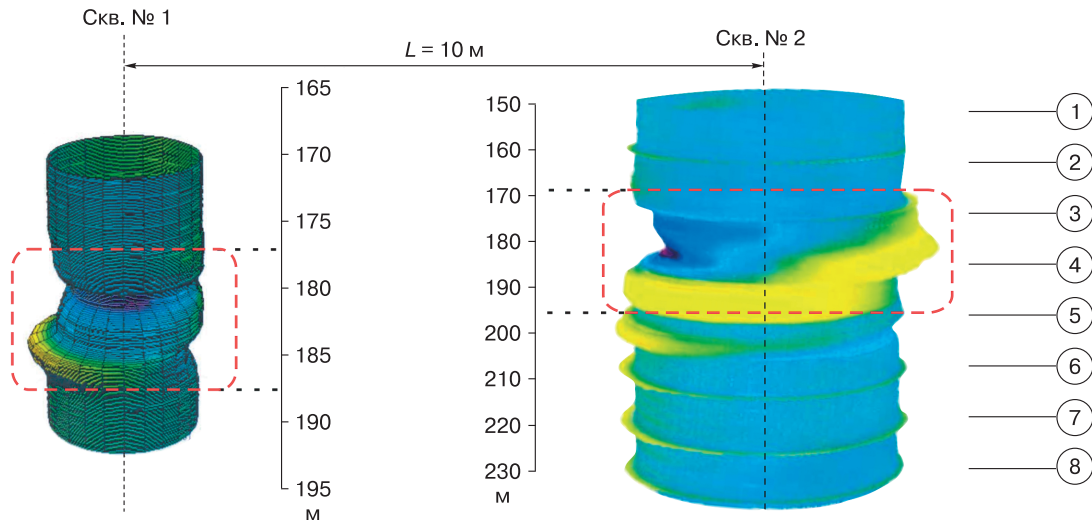
**1.3. Лабораторные эксперименты компании “Еххон” и сопоставление с натурными данными.** В конце 1980-х гг. компания “Еххон” выполнила серию экспериментов по воздействию разрушающей осевой нагрузки на модели обсадных труб разных диаметров и длины [Hirshberg et al., 1988]. Целью эксперимента было изучение влияния вертикальных нагрузок на крепь скважины, возникающих при осадке оттаивающего грунта в процессе

**Таблица 3. Конструктивные и технологические параметры деформированных скважин Ванкорского месторождения**

Скважина	D × s		Период бурения ствола под кондуктор	Запуск в эксплуатацию	Остановка	Дополнительные сведения
	кондуктор	эксплуат. колонна				
№ 1	245 × 8.9	178 × 10.4	11–18.08.2008	10.08.2009	08.09.2013	При бурении наблюдались процессы растепления и кавернообразования. Высота подъема цемента за кондуктором 182 м от устья
№ 2	245 × 8.9	178 × 10.4	04–08.08.2008	29.01.2010	08.09.2015	При бурении наблюдались процессы растепления и кавернообразования. Высота подъема цемента за кондуктором 191 м от устья

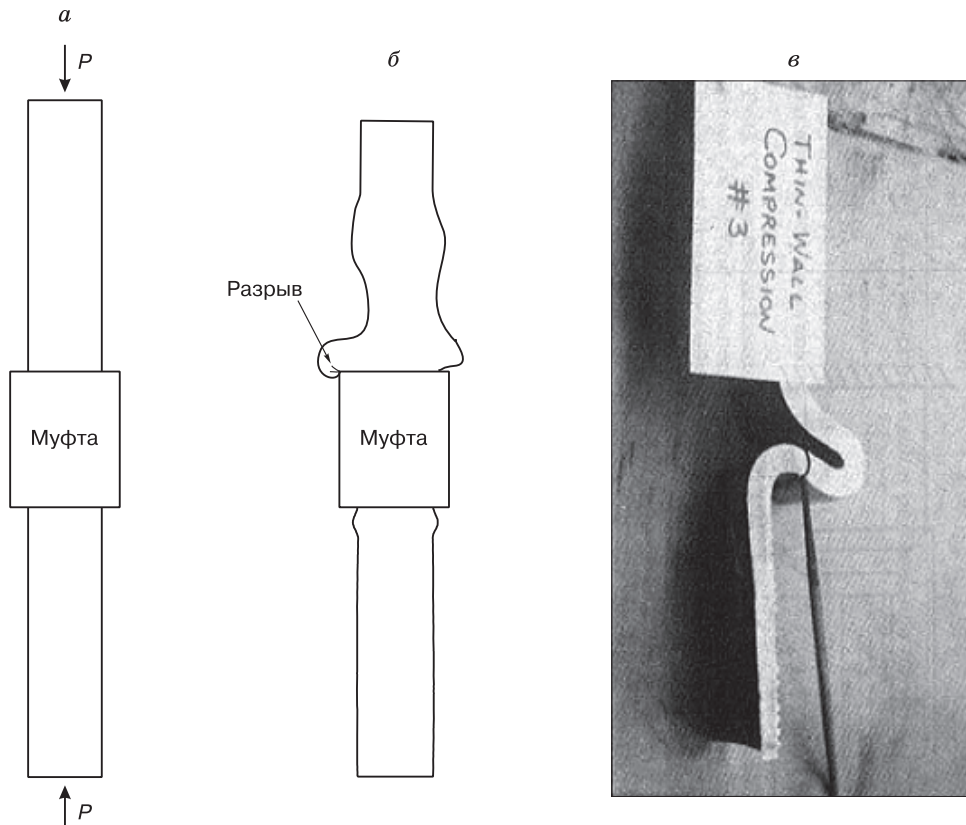
их эксплуатации на месторождениях Аляски. В этой работе приведены данные по свойствам материала труб и характеристике условий нагружения

образцов. Лабораторный образец представлял собой два отрезка обсадной трубы, состыкованных муфтовым соединением (рис. 3). На рис. 3, а, б



**Рис. 2. Фрагменты деформаций крепи скважин Ванкорского месторождения (по данным инструментальных замеров).**

Шкалы глубин интервала деформаций, м; 1–8 – номера соединительных муфт в интервале деформаций; красными штриховыми линиями выделены места локализации максимальных деформаций.



**Рис. 3. Испытуемый образец фрагмента обсадной трубы:**

а, б – схематичное изображение до и после испытания осевой разрушающей нагрузкой; в – фотография продольного распила деформированного участка обсадной трубы [Hirshberg et al., 1988].

представлен образец до и после приложения разрушающей нагрузки. На фотографии (см. рис. 3, в) показан продольный распил деформированного участка модели, прилегающего к муфтовому соединению.

В процессе испытаний все образцы деформировались одинаковым образом, а именно с образованием окружной выпуклости на одной из сторон муфтового соединения. Последующее сжатие приводило к росту выпуклости, которая в итоге загибает муфту и приводит к разрыву тела трубы. Авторы статьи отмечают высокую степень пластического поведения материала трубы до момента разрыва. Отметим, что разрушающая нагрузка в рассматриваемых здесь экспериментах достигала значений примерно 8 МН (800 тс).

Сопоставление деформаций обсадных колонн на Ямбургском (скв. 8033) и Ванкорском месторождениях и деформаций образцов при лабораторном испытании на сжатие выявляет общие признаки возникающей картины деформаций.

1. Как и в лабораторных экспериментах, наблюдаемые на эксплуатационных скважинах деформации обсадных колонн произошли с образованием окружных выпуклостей (гофр). Эти факты установлены инструментальными обследованиями деформированного интервала обсадных колонн.

2. Окружная выпуклость образуется на участке трубы, вплотную примыкающем к соединительной муфте, причем в ходе физических испытаний на сжатие было установлено, что деформация происходит только с одной стороны муфтового соединения. Данная особенность деформации прослеживается в трех из четырех случаев деформаций эксплуатационных скважин на рассматриваемых месторождениях.

3. Желтая индикаторная подсветка и соответствующие ей уровни зон деформаций колонны на рис. 2 четко отображают расстояние между образовавшимися выпуклостями, составляющее примерно 11,5 м, что соответствует длине участков обсадной трубы и положению муфтовых соединений.

Учитывая приведенные факты по лабораторному моделированию воздействия осевых нагрузок на обсадные трубы, а также результаты выполненных ранее расчетов потери продольной устойчивости крепи [Горелик, Солдатов, 2016], можно сделать вывод, что все обсуждаемые здесь случаи деформаций колонн как на Ямбургском, так и на Ванкорском месторождениях образовались вследствие высоких осевых нагрузок на крепь.

## 2. Расчет осевых нагрузок на крепь скважины при оттаивании мерзлых пород

**2.1. Вводные замечания.** Для проектирования надежных конструкций скважин, способных

противостоять возникающим нагрузкам, необходимо иметь адекватный способ их расчета. Обзор существующих подходов к этой проблеме приведен в [Горелик, Солдатов, 2016]. Здесь ограничимся только кратким замечанием по работе [Goodman, 1978], в которой приводится теоретическое объяснение возникающих нагрузок на крепь скважины при оттаивании мерзлых пород, основанное на предположении о равенстве нулю порового давления в оттаивающих породах. В [Goodman, 1978] такое предположение не сопровождается каким-либо описанием процессов и ситуаций, приводящих к этому посылу, и не может быть принято без специальных исследований, доказывающих исчезновение гидростатического давления в конкретных случаях.

В публикации [Горелик, Солдатов, 2016] было использовано эмпирическое соотношение из работы [Теория..., 1965] для осевой силы негативного трения  $P_{sh}$ , действующей на крепь на глубине  $H$ , которое используется при проектировании шахтных стволов и имеет следующий вид:

$$P_{sh} = \pi a R \rho g H, \quad (1)$$

где  $\rho$  – плотность оттаявших пород;  $a$ ,  $R$  – радиус внешнего цементного кольца скважины и текущее значение радиуса протаивания;  $g = 9.81 \text{ м/с}^2$ . Важно, что выражение (1) учитывает текущее положение радиуса протаивания и, следовательно, отражает зависимость этой силы от времени. При этом авторы отмечают, что зависимость от радиуса протаивания четко прослеживается только до его значения 4–5 м, а далее становится малозаметной (т. е. при превышении значения 5 м в (1) необходимо подставлять  $R = 5 \text{ м}$ ). Фактически это означает, что осязательное влияние радиуса протаивания прослеживается только для первых лет эксплуатации сооружения. Вместе с тем теоретические предпосылки этой формулы не ясны, что приводит к неопределенности границ ее применимости. Ниже рассматривается способ получения альтернативного соотношения, учитывающего геологическое строение вмещающего скважину массива пород и их физико-механические свойства в оттаивающем и талом состояниях.

**2.2. Геологические предпосылки расчетной схемы.** Геологические разрезы территорий рассматриваемых месторождений в интервале залегания мерзлых пород представляют собой переслаивание глинистых и супесчаных пластов различной мощности [Баулин и др., 1967; Дубиков, 2002]. Геокриологическая характеристика Ямбургского ГКМ представлена в [Горелик и др., 2015]. Для рассматриваемой ниже расчетной схемы важны конкретные свойства отдельных пластов (рис. 4).

Для песков: а) пески в оттаявшем состоянии не обладают сцеплением и потому не могут передать весовую нагрузку от всей их оттаявшей массы



на вертикальные стенки крепи; б) при оттаивании происходит их достаточно быстрая консолидация под действием собственного веса с отжатием избыточной воды.

Для глин: а) глинистые пласты в оттаявшем состоянии могут обладать достаточно высокими прочностными показателями и вплоть до достижения радиусом протаивания определенного значения могут без разрушения выдерживать вес перекрывающих пород, испытывая при этом некоторые деформации прогиба (при условии дренажа воды из подстилающих пород за пределы занимаемого ими объема); б) деформации прогиба должны вызывать силовую реакцию подстилающего песчаного грунта (направленную противоположно силе тяжести), количественно описание которой может быть сформулировано в рамках известных механических моделей (например, упругой постели); в) талая часть глинистого пласта по своей внешней границе продолжается в мерзлую породу, а по внутренней границе связана с шероховатой стенкой внешнего цементного кольца крепи, радиус которой варьирует по глубине около среднего значения (см. рис. 4, а).

Отметим, что в отчетных материалах по Ямбургскому ГКМ имеется информация о повышенной прочности, плотности и других механических характеристиках мерзлых глин в некоторых слоях, но сведения об этих характеристиках для пород в талом состоянии отсутствуют.

**2.3. Расчетная схема и метод расчета.** Указанные свойства отдельных пластов позволяют в качестве расчетной модели для определения нагрузки на крепь рассматривать талую часть глинистого пласта как плиту на упругом основании, деформирующуюся под действием веса перекрывающих пород и силовой реакции подстилающих талых пород с заданными условиями связи по обоим граничным контурам. Ниже рассматривается простой тип представленного на рис. 4 разреза, включающего одиночный пласт глины. Более сложные случаи разрезов из нескольких глинистых слоев требуют обобщения приведенных ниже выкладок и здесь не рассматриваются. Пусть кровля глинистого пласта залегает на глубине  $H$ , его толщину обозначим  $h$ . Пласт имеет форму круглой плиты с внешним радиусом  $R_2$  (совпадающим с текущим значением радиуса протаивания) и с круглым отверстием в центре радиусом  $R_1$  (равным среднему значению радиуса внешнего цементного кольца). Обозначим:  $E$ ,  $\sigma$  – модуль упругости и коэффициент Пуассона глины,  $D$  – цилиндрическая жесткость плиты. При этом

$$D = Eh^3 / (12(1 - \sigma^2)). \quad (2)$$

Упругое сопротивление подстилающего грунта будем описывать соотношением упругой постели

$$p_w = kw, \quad (3)$$

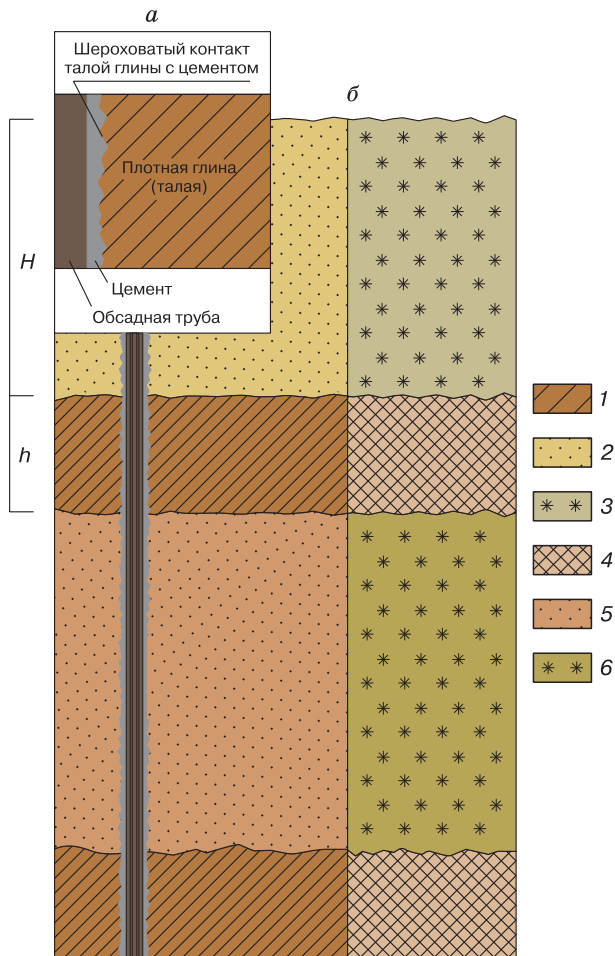


Рис. 4. Иллюстрация к выбору расчетной схемы:

а – граница сцепления глинистого пласта с цементным камнем; б – геологический разрез; 1 – плотная талая глина; 2 – талый песок; 3 – мерзлый песок; 4 – плотная мерзлая глина; 5 – талый сжимаемый грунт (упругая постель); 6 – мерзлый грунт.

где  $p_w$  – реактивное давление;  $w$  – величина вертикальной деформации плиты;  $k$  – коэффициент постели. Если приложенная к плите внешняя нагрузка  $q$  является осесимметричной относительно ее центральной оси, то в цилиндрической системе координат статическая деформация плиты зависит только от радиальной координаты  $r$  и описывается неоднородным бигармоническим уравнением [Корнев, 1954; Тимошенко, 1967]. В этих работах введены безразмерные величины и имеющий размерность длины параметр  $l$ :

$$u = w/l, x = r/l, Q = ql^3/D, l = \sqrt[4]{D/k}. \quad (4)$$

Тогда уравнение записывается в безразмерном виде:

$$\Delta_x \Delta_x u + u = Q; \quad (5)$$

$$\Delta_x = \frac{d^2}{dx^2} + \frac{1}{x} \frac{d}{dx}. \quad (6)$$

В рассматриваемом здесь случае внешняя нагрузка  $q$  определяется весом перекрывающей толщи грунта (включая вес самого глинистого пласта) за вычетом выталкивающей силы воды и выражается следующим образом:

$$q = (\rho_s - \rho_w)g(H + h), \quad (7)$$

где  $\rho_s, \rho_w$  – плотность грунта в талом состоянии и плотность воды;  $g$  – ускорение свободного падения. Определяемая выражением (7) нагрузка  $q$  не зависит от радиальной координаты (является постоянной вдоль радиуса). Учет выталкивающей силы в (7) справедлив, если на промежуточных стадиях консолидации вода из подстилающих глинистый пласт грунтов может дренировать в перекрывающие породы по зазорам и трещинам на контакте глинистого слоя с цементом вплоть до наступления стабилизированного состояния, деформации в котором описываются уравнением (5).

В качестве граничных условий для (5) примем условия жесткой заделки глинистого пласта по внешнему и внутреннему периметрам плиты, что приводит к четырем дополнительным условиям:

$$u(x_1) = u(x_2) = 0, \quad u'(x_1) = u'(x_2) = 0, \quad (8)$$

где  $x_1 = R_1/l$ ;  $x_2 = R_2/l$ ; штрих означает производную по  $x$ .

Уравнение (5) является линейным неоднородным дифференциальным уравнением четвертого порядка. Его общее решение определяется суммой общего решения однородной части (при  $Q = 0$ ) и любого из частных решений (5). Общее решение однородной части выражается линейной комбинацией четырех функций Бесселя:  $\text{ber}(x)$ ,  $\text{bei}(x)$ ,  $\text{ker}(x)$ ,  $\text{kei}(x)$  [Тимошенко, 1967] (называемых также функциями Кельвина [Справочник..., 1979]). При  $Q = \text{const}$  частным решением (5) является функция  $u(x) = Q$ . Таким образом, общее решение (5) может быть представлено в виде

$$u(x) = Q + A_1 \text{ber}(x) + A_2 \text{bei}(x) + A_3 \text{ker}(x) + A_4 \text{kei}(x). \quad (9)$$

Из условий (8) определяются неизвестные константы  $A_1 - A_4$  (выражения не приводятся в силу их громоздкости). Если считать фиксированным значение  $x_1$ , то каждая из этих констант является функцией трех входных параметров:  $Q, l, x_2$ . Способ их явного определения показывает, что каждую из этих функций можно представить в следующем виде:

$$A_n = Q \varphi_n(l, x_2), \quad n = 1, 2, 3, 4, \quad (10)$$

где функции  $\varphi_n$  не зависят от  $Q$ .

Суммарные силовые реакции по внутреннему ( $P_i$ ) и внешнему ( $P_e$ ) контурам плиты определяются известными выражениями [Корнев, 1954; Ландау, Лифшиц, 1987]

$$P_i = 2\pi R_1 \frac{D}{l^2} \frac{d}{dx} \Delta_x u_{x=x_1}; \quad (11)$$

$$P_e = -2\pi R_2 \frac{D}{l^2} \frac{d}{dx} \Delta_x u_{x=x_2}. \quad (12)$$

Учитывая (9) и то обстоятельство, что применение стоящего в круглых скобках (11) и (12) оператора Лапласа к любой из функций Кельвина переводит ее в другую функцию из этой же группы с соответствующим знаком [Справочник..., 1979] (например,  $\Delta_x \text{ber}(x) = -\text{bei}(x)$  и т. д.), эти соотношения можно переписать через первые производные от функций Кельвина. В частности, для внутреннего контура (на контакте с крепью скважины) получим

$$P_i = 2\pi R_1 \frac{D}{l^2} (-A_1 \text{bei}'(x_1) + A_2 \text{ber}'(x_1) - A_3 \text{kei}'(x_1) + A_4 \text{ker}'(x_1)). \quad (13)$$

На основании соотношений (4), (10), (13) несложно показать, что зависимость величины  $P_i$  (как и  $P_e$ ) от параметров  $E$  и  $k$  сводится к зависимости только от их отношения ( $E/k$ ). Это свойство может снизить объем необходимых вычислений. Умножая обе части уравнения (5) на  $x$  и интегрируя в пределах от  $x_1$  до  $x_2$ , а также по центральному углу в пределах от 0 до  $2\pi$ , получим уравнение интегрального баланса сил, действующих на плиту в состоянии ее механического равновесия. Оно может быть представлено в виде

$$P_i + P_e + P_w = -P_q, \quad (14)$$

где  $P_i, P_e$  определяются соотношениями (11) и (12);  $P_w$  – суммарная реакция упругой постели, заданная формулой

$$P_w = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} p_w(r) r dr = 2\pi k l^3 \int_{x_1}^{x_2} u(x) x dx, \quad (15)$$

$P_q$  – суммарная нагрузка от веса перекрывающих пород:

$$P_q = \pi l^2 q (x_2^2 - x_1^2). \quad (16)$$

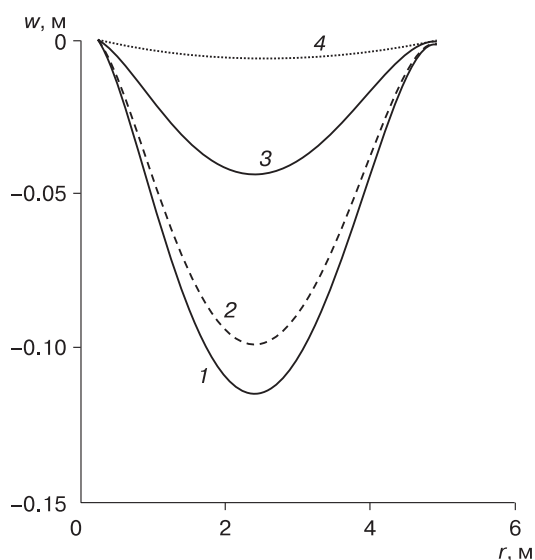
Равенство (14) удобно использовать как тестовое соотношение для итоговой проверки выполненных расчетов.

Отметим, что вместо выбранного в (9) набора функций Б.Г. Корнев и другие авторы [Корнев, 1954; Корнев, Черниговская, 1962; Горбунов-Посадов и др., 1984] используют иной набор (связанный с функциями Кельвина линейными соотношениями), для которых составлены специальные таблицы. Однако используемый здесь набор функций в настоящее время имеет значительные преимущества, поскольку для них (как и для их первых производных) имеются высокоточные интерполяционные выражения [Справочник..., 1979],

позволяющие в значительной степени автоматизировать процесс вычислений. Переход к размерным величинам осуществляется с помощью соотношений (4). Если ось  $Oz$  направлена вверх, то величины  $w$ ,  $g$  и  $P_q$  отрицательны (так как деформации прогиба, сила тяжести и вес пород направлены вниз, т. е. противоположно направлению оси  $Oz$ ), а силы реакции ( $P_i$ ,  $P_e$ ,  $P_w$ ) в (14) должны быть положительными (они направлены вверх).

Формулы (9), (11), (12) с учетом (13), (15), (16) позволяют вычислить все необходимые величины, характеризующие состояние равновесия глинистой плиты и соответствующие реактивные усилия во всех элементах системы. Для проектирования конструкций скважин наиболее важны расчетная нагрузка на крепь (суммарная сила реакции внутреннего контура закрепления плиты  $P_i$ ) и ее зависимость от радиуса протаивания. Однако и другие величины могут быть полезными при оценке влияния сопутствующих процессов (например, при анализе величины осадки оттаивающего грунта, установлении диапазона нагрузок, обеспечивающих целостность глинистого пласта, и т. д.).

**2.4. Примеры вычислений.** Рассмотрим примеры вычислений для различных значений коэффициента постели (перекрывающих диапазон возможных значений этого параметра для талых грунтов [Корнев, Черниговская, 1962]) при следующих исходных данных:  $H = 70$  м,  $h = 2$  м,  $R_1 = 0.2$  м,  $E = 10^7$  Па,  $\sigma = 1/6$ ,  $\rho_s = 1800$  кг/м<sup>3</sup>,  $\rho_w = 1000$  кг/м<sup>3</sup>, и для разных значений радиуса протаивания  $R_2$ . Модуль упругости  $E$  принят близким



**Рис. 5. Кривые функции вертикальной деформации пласта ( $w$ ) от радиальной координаты ( $r$ ) при  $R_2 = 5$  м и разных значениях  $k$ :**

1 -  $10^3$  Па/м; 2 -  $10^6$  Па/м; 3 -  $10^7$  Па/м; 4 -  $10^8$  Па/м.

к этому показателю для наиболее плотных глин. Все вычисления достаточно просто осуществляются в среде MathCad.

На рис. 5 приведены результаты расчета деформаций глинистой плиты при фиксированном значении радиуса протаивания  $R_2 = 5$  м и разных значениях коэффициента постели. Следует отметить, что при изменении коэффициента постели на пять порядков максимальный прогиб изменяется примерно на порядок.

В табл. 4 дан пример расчета полной нагрузки и всех реактивных сил в зависимости от величины радиуса протаивания. По табл. 4 с помощью соотношения (14) может быть оценена точность расчетов. Для сравнения в последнем столбце приведена зависимость нагрузки на крепь, определяемая по формуле (1). На данном примере видно изменение в монотонности поведения нагрузки на крепь в диапазоне изменений радиуса протаивания от 4.5 до 6 м.

На рис. 6 показан ход поведения суммарной нагрузки на крепь скважины в зависимости от радиуса протаивания при трех значениях коэффициента постели. Здесь же для сравнения приведена кривая нагрузок, полученная вычислением по формуле (1).

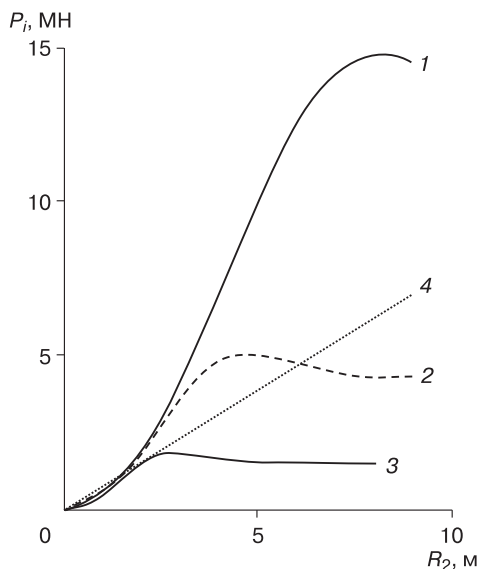
**2.5. Обсуждение результатов.** В отличие от формулы (1), расчеты предлагаемым способом демонстрируют немонотонную зависимость нагрузки от радиуса протаивания. На начальном этапе нагрузка растет до некоторого максимального значения, далее происходит ее снижение с выходом на асимптотически постоянное (не зависящее от

**Таблица 4. Зависимость величины общей нагрузки и реактивных сил (абсолютные значения) от положения границы протаивания ( $R_2$ ) при  $k = 10^7$  Па/м**

$R_2$ , м	$P_i$	$P_e$	$P_w$	$P_q$	$P_{sh}$
	тс				
0.2	0	0	0	0	15
0.5	14.4	22.8	0	37.2	38
1.0	55.1	115.1	0	170.2	77
1.5	116	273.5	2.2	392	116
2.0	195	493	14	702	155
2.5	284	760	57	1101	194
3.0	371	1053	165	1589	233
3.5	441	1344	380	2165	271
4.0	486	1613	731	2830	310
4.5	503	1856	1225	3584	349
5.0	500	2078	1848	4426	388
6.0	470	2498	3408	6377	465

Примечание. Для наглядности все силовые характеристики ( $P_i$ ,  $P_e$ ,  $P_w$ ,  $P_q$ ,  $P_{sh}$ ) даны в тонна-силах (1 тс =  $10^4$  Н). Обозн. см. в тексте (формулы (11), (12), (15), (16), (1)).





**Рис. 6. Зависимость суммарной нагрузки на крепь ( $P_i$ ) от радиуса протаивания ( $R_2$ ) при разных значениях  $k$ :**

1 –  $10^6$  Па/м; 2 –  $10^7$  Па/м; 3 –  $10^8$  Па/м; 4 – по формуле (1).

$R_2$ ) значение. Величина максимума и асимптотическое значение уменьшаются с ростом коэффициента постели (при этом наиболее существенную роль в перераспределении реактивных нагрузок играет реакция основания  $P_{т0}$ ). Положение максимума смещается в сторону больших значений  $R_2$  с уменьшением коэффициента постели (т. е. с уменьшением сопротивления упругого основания максимум нагрузки соответствует более поздним моментам времени от начала эксплуатации скважины). Например, для коэффициента  $k = 10^3$  Па/м максимум на кривой достигает величины около  $6 \cdot 10^7$  Н (6000 тс). При этом его положение примерно соответствует значению  $R_2 = 13$  м, что, как правило, имеет место спустя несколько десятков лет непрерывной эксплуатации скважины. Однако разрушающего значения эти нагрузки достигают уже при радиусе протаивания 5–6 м (при заданной глубине 70 м). Малые значения величины  $k$  могут быть характерны для грунтов, имеющих повышенное льдосодержание в исходном (мерзлом) состоянии. В этом случае нагрузки превосходят разрушающие значения, примененные в экспериментах работы [Hirshberg et al., 1988], а также являются опасными для потери продольной устойчивости крепи [Горелик, Солдатов, 2016]. Грунты в высокой степени консолидированные в процессе формирования, промерзавшие по эпигенетическому типу и обладающие высокими коэффициентами сопротивления деформациям, являются более безопасными для эксплуатации скважин. Следует, однако, иметь в виду, что расчетные

нагрузки (учитывая (10) и (13)) фактически пропорциональны глубине залегания глинистого пласта  $H$ . Это означает, что для глубины примерно 200 м (на которой произошли аварийные деформации скважин) нагрузки в точке максимума будут достигать опасных значений, в том числе для коэффициентов постели  $k = 10^7$  и  $10^8$  Па/м.

Показанное на рис. 6 поведение нагрузки находится в полном соответствии с наблюдаемым в натуральных условиях влиянием процесса протаивания на сроки и интенсивность деформаций крепи шахтных стволов [Теория..., 1965] и скважин [Горелик и др., 2015]. Наиболее опасными для сооружений являются первые несколько лет с момента их пуска в эксплуатацию. Дальнейшая эксплуатация снижает риски опасных деформаций.

Наличие максимума в функции  $P_i(R_2)$  не является очевидным, и для его обоснования полезно привести некоторые физические соображения. Параметр  $l$ , введенный соотношениями (4), определяет характерное расстояние от точки приложения местной нагрузки к плите, на котором ее деформации затухают до некоторого постоянного значения. Например, если ориентироваться на решение задачи о деформации неограниченной плиты под действием сосредоточенной силы, то такое расстояние составляет приблизительно  $3l$  [Тимошенко, 1967].

В рассматриваемой задаче местные (неоднородные) нагрузки сосредоточены на круговых контурах заделки плиты. Если радиус плиты  $R_2$  настолько велик, что выполняется условие  $R_2 \gg 2(3l)$ , то картина деформаций плиты (в поперечном разрезе) должна иметь блюдцеобразный вид: протяженное дно ограничено с краев довольно резкими закругленными поднятиями, причем протяженность поднятий вдоль радиуса равна примерно  $3l$ . Форма и характерные размеры поднятий будут слабо зависеть от протяженности дна при выполнении записанного неравенства и при дальнейшем увеличении  $R_2$ . Это означает, что при фиксированном значении  $R_1$  функция  $P_i(R_2)$ , согласно (11), асимптотически стремится к постоянному значению. В то же время, согласно (12), функция  $P_e(R_2)$  должна линейно возрастать при тех же условиях. При этом общая нагрузка от веса перекрывающей толщи (согласно (16), пропорциональная величине  $(R_2)^2$ ) главным образом компенсируется реакцией упругого основания (которая, согласно (15), также пропорциональна  $(R_2)^2$ ). В то же время очевидно, что при возрастании  $R_2$  от значения  $R_1$ , по крайней мере в небольшой окрестности этой точки, все реактивные силы должны возрастать, поскольку они пропорциональны весу перекрывающих пород. Из высказанных соображений следует, что с увеличением  $R_2$  нагрузка на крепь должна монотонно возрастать в начальные моменты протаивания и стремиться к асимптоти-

чески постоянному значению при длительных сроках эксплуатации. Это, однако, еще не устанавливает однозначно необходимость существования максимума в поведении этой функции (что возможно, только если приближение к асимптотическому значению происходит сверху). С учетом того, что зависимость коэффициентов  $A_1$ – $A_4$  от переменной  $R_2$  носит весьма громоздкий характер, фактическое наличие этого максимума устанавливается чисто расчетным путем.

Предлагаемый способ расчета позволяет вплотную подойти к решению проблемы оптимального сближения устьев на кустовых площадках в районах залегания мерзлых пород из условия обеспечения надежности скважин в период эксплуатации.

Необходимо также отметить, что данный способ расчета подразумевает наличие достаточной информации о характере чередования глинистых и супесчаных слоев грунта в интервале залегания мерзлых пород и их деформационных характеристиках в оттаявшем состоянии.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Известные факты вынужденной остановки скважин на северных месторождениях углеводородов ясно демонстрируют действие дополнительных нагрузок на крепь, возникающих в результате оттаивания мерзлых пород. Лабораторное (экспериментальное) исследование действия этих нагрузок на моделях крепи показывают, что нагрузки могут вызвать разрушающие деформации двух видов: потеря продольной устойчивости крепи; пластическое течение металла элементов крепи в области муфтового соединения трубы с образованием гофрированных форм. Основной проблемой при проектировании надежной конструкции скважин для районов распространения мерзлых пород является разработка адекватного способа расчета осевых нагрузок на крепь, возникающих при оттаивании мерзлых пород в процессе эксплуатации скважин.

2. В изложенном подходе к расчету вертикальных нагрузок предполагается, что они обусловлены весом оттаивающих пород, перекрывающих прочные глинистые пласты, которые опираются по внутреннему контуру на крепь скважины, по внешнему контуру имеют продолжение в область залегания еще не оттаявших пород, а снизу подвержены воздействию упругой реакции подстилающих пород в оттаявшем состоянии.

3. В процессе оттаивания мерзлых пород вокруг скважины нагрузка на крепь обнаруживает (в отличие от известных подходов) немонотонное поведение при увеличении радиуса протаивания. Вначале нагрузка растет до некоторого максимального значения, далее происходит ее снижение с выходом на асимптотически постоянное (не за-

висящее от  $R_2$ ) значение. Величина максимума и асимптотическое значение нагрузки уменьшаются с ростом коэффициента постели. Положение максимума смещается в сторону больших значений  $R_2$  с уменьшением этого коэффициента. При низких значениях коэффициента (менее  $10^5$  Па/м) разрушающего значения эти нагрузки достигают уже при радиусе протаивания 5–6 м (при глубине залегания глины 70 м).

4. Малые значения коэффициента  $k$  могут быть характерны для грунтов, имеющих повышенное льдосодержание в исходном (мерзлом) состоянии. В этом случае нагрузки превышают разрушающие значения, которые зафиксированы в экспериментах [Hirshberg et al., 1988], а также являются опасными для потери продольной устойчивости крепи [Горелик, Солдатов, 2016]. Грунты, в высокой степени консолидированные в процессе формирования, промерзавшие по эпигенетическому типу и обладающие высокими коэффициентами сопротивления деформациям, существенно более безопасны для эксплуатации скважин. Для глубины примерно 200 м (на которой произошли аварийные деформации скважин) нагрузки в точке максимума будут достигать опасных значений, в том числе для коэффициентов постели  $k = 10^7$  и  $10^8$  Па/м.

5. Показанное на рис. 6 поведение нагрузки на крепь находится в соответствии с наблюдаемыми в натуральных условиях фактами влияния процесса протаивания на сроки и интенсивность деформаций крепи шахтных стволов [Теория..., 1965] и скважин [Горелик и др., 2015]. Наиболее опасны для сооружений первые несколько лет с момента их пуска в эксплуатацию. Дальнейшая эксплуатация снижает риски возникновения опасных деформаций.

*Авторы выражают благодарность рецензентам д-ру техн. наук, профессору Л.Н. Хрусталеву, д-ру техн. наук, профессору В.Г. Григулецукому за внимательное прочтение рукописи и полезные замечания; руководству ООО «Газпромдобыча Ямбург» за проявленный интерес и содействие в проведении исследований; зам. генерального директора ООО «ТюменьНИИГипрогаз» канд. техн. наук В.Ф. Штолю за интерес к работе и полезные консультации.*

*Работа выполнена при поддержке гранта Президента РФ для ведущих научных школ (НШ-3929.2014.5).*

## Литература

- Баулин В.В. Геокриологические условия Западно-Сибирской низменности / В.В. Баулин, Е.Б. Белопухова, Г.И. Дубиков, Л.М. Шмелев. М., Наука, 1967, 214 с.  
Baulin, V.V., Belopukhova, E.B., Dubikov, G.I., Shmelev, L.M., 1967. Geocryological Conditions of the West Siberian Lowland. Nauka, Moscow, 214 pp. (in Russian)

**Быков И.Ю.** Техника экологической защиты Крайнего Севера при строительстве скважин. Л., Изд-во Ленингр. ун-та, 1991, 238 с.

Bykov, I.Yu., 1991. Environmental Protection in the Extreme North upon Borehole Drilling. Izd-vo LGU, Leningrad, 238 pp. (in Russian)

**Василевский В.В.** Повышение эксплуатационной надежности газовых и нефтяных скважин в многолетнемерзлых породах: Дис. ... канд. техн. наук. М., 2002, 163 с.

Vasilevsky, V.V., 2002. Improving operation reliability of gas and oil wells in permafrost: Extended abstract of Cand. Sci. (Techn.) dissertation. Moscow, 2002, 163 pp. (in Russian)

**Горбунов-Посадов М.И.** Расчет конструкций на упругом основании / М.И. Горбунов-Посадов, Т.А. Маликова, В.И. Соломин. М., Стройиздат, 1984, 680 с.

Gorbunov-Posadov, M.I., Malikova, T.A., Solomin, V.I., 1984. Design of Structures on Elastic Foundation. Stroiiizdat, Moscow, 680 pp. (in Russian)

**Горелик Я.Б., Солдатов П.В., Селезнев А.А.** Инженерно-геокриологические условия Ямбургского газоконденсатного месторождения и динамика состояния кустовых площадок эксплуатационных скважин // Криосфера Земли, 2015, т. XIX, № 1, с. 58–69.

Gorelik, J.B., Soldatov, P.V., Seleznev, A.A., 2015. Thermal stability of frozen ground at sites of well clusters in the Yamburg gas-condensate field. Earth's Cryosphere XIX (1), 53–60.

**Горелик Я.Б., Солдатов П.В.** О нарушении продольной устойчивости крепи эксплуатационных скважин при сохранении боковой опоры на оттаивающие мерзлые породы // Криосфера Земли, 2016, т. XX, № 4, с. 93–104.

Gorelik, J.B., Soldatov, P.V., 2016. Instability of casing in permafrost production wells with a lateral support from thawing ice-rich soil. Earth's Cryosphere XX (4), 84–92.

**Дубиков Г.И.** Состав и криогенное строение мерзлых толщ Западной Сибири. М., ГЕОС, 2002, 246 с.

Dubikov, G.I., 2002. Composition and Cryostratigraphy of Permafrost in Western Siberia. GEOS, Moscow, 246 pp. (in Russian)

**Корнев Б.Г.** Вопросы расчета балок и плит на упругом основании. М., Госстройиздат, 1954, 232 с.

Kornev, B.G., 1954. Problems of Designing Beams and Slabs on Elastic Foundations. Gosstroizdat, Moscow, 232 pp. (in Russian)

**Корнев Б.Г.** Расчет плит на упругом основании / Б.Г. Корнев, Е.И. Черниговская. М., Госстройиздат, 1962, 356 с.

Kornev, B.G., Chernigovskaya, E.I., 1962. Analysis of Plates on Elastic Foundations. Gosstroizdat, Moscow, 356 pp. (in Russian)

**Ландау Л.Д.** Теоретическая физика. Т. VII. Теория упругости / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. М., Наука, 1987, 248 с.

Landau, L.D., Lifshits, E.M., 1987. Course of Theoretical Physics, Pt. VII. Theory of Elasticity. Nauka, Moscow, 248 pp. (in Russian)

**Медведский Р.И.** Строительство и эксплуатация скважин на нефть и газ в вечномерзлых породах. М., Недра, 1987, 230 с.

Medvedskiy, R.I., 1987. Construction and Operation of Petroleum Wells in Permafrost. Nedra, Moscow, 230 pp. (in Russian)

**Ремизов В.В.** Надымгазпром: Геотехномониторинг в криолитозоне / В.В. Ремизов, В.И. Кононов, А.И. Березняков и др. М., ИРЦ Газпром, 2001, 149 с.

Remizov, V.V., Kononov, V.I., Bereznyakov, A.I., et al., 2001. Nadymgazprom: Geotechnical Monitoring in Permafrost. IRC Gazprom, Moscow, 149 pp. (in Russian)

**Совершенствование систем разработки, добычи и подготовки газа на месторождениях Крайнего Севера** / Под ред. Р.И. Вяхирева. М., Наука, 1996, 406 с.

Vyakhirev, R.I. (Ed.), 1996. Improving the system for gas fields development and operation in the Extreme North, Nauka, Moscow, 406 pp. (in Russian)

**Справочник по специальным функциям** / Под ред. М. Абрамовиц, И. Стиган. М., Наука, 1979, 831 с.

Abramovits, M., Stigan, I. (Eds.), 1979. Manual of Special Functions. Nauka, Moscow, 831 pp. (in Russian)

**Тимошенко С.П.** Пластины и оболочки. М., Наука, 1967, 620 с.

Timoshenko, S.P., 1967. Stability of Rods, Plates and Shells. Nauka, Moscow, 620 pp. (in Russian)

**Теория и практика мерзлотоведения в строительстве** / Под ред. Л.А. Братцева, В.Ф. Жукова. М., Наука, 1965, 188 с.

Bratsev, L.A., Zhukov, V.F. (Eds.), 1965. Theory and Practice of Permafrost Science in Construction. Nauka, Moscow, 188 pp. (in Russian)

**Goodman, M.A.** World Oil's Handbook of Arctic Well Completions. Houston, Texas, USA, Gulf Publ. Company, 1978, 51 p.

**Hirshberg, A.J., Moyer, M.C., Rickenbach, R.M.** Surface-casing strain capacity for north slope operations // SPE Drilling Eng., 1988, Sept., p. 289–295.

Поступила в редакцию  
22 мая 2017 г.