

Влияние вторичной консолидации на длительные осадки оснований фундаментных плит большой площади

Армен Завенович Тер-Мартirosян, Любовь Юрьевна Романенко, Виктория Владимировна Рудь, Полина Владимировна Шишкина

Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Рассматривается задача оценки влияния ползучести (вторичной консолидации) на длительные осадки оснований фундаментных плит большой площади. Работа продолжает ранее выполненное авторами исследование роли анизотропии фильтрационных свойств грунта в процессе двумерной консолидации и сосредоточена на количественной оценке вклада ползучести грунтового скелета в общую величину осадки.

Материалы и методы. Проведено параметрическое численное исследование методом конечных элементов (Plaxis 2D) для осесимметричной модели фундаментной плиты на глинистом основании. Осуществлено сопоставление моделей Soft Soil (SS, без учета ползучести) и Soft Soil Creep (SSC, с учетом) при варьировании соотношения R/H (0,5; 2,0; 6,0), модифицированного индекса ползучести μ^* (0,005; 0,01) и коэффициента анизотропии фильтрации k_x/k_y (1; 5). Дополнительно исследовано влияние горизонтальных песчаных прослоев.

Результаты. Ползучесть способна увеличивать конечную осадку в 1,5–5,4 раза в зависимости от геометрии задачи и интенсивности ползучести (коэффициент η). Дренарующие прослои ускоряют первичную консолидацию в 3–11 раз, однако снижают итоговую осадку при наличии ползучести лишь на 5–16 %. Анизотропия проницаемости не оказывает существенного влияния на конечную осадку (расхождение менее 2 %).

Выводы. Учет вторичной консолидации обязателен при $\mu^* \geq 0,005$ ($Ca/Cc \geq 0,10$), характерном для органоминеральных глин и заторфованных грунтов. Горизонтальные дренарующие слои не устраняют проблему длительных вторичных осадок.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: вторичная консолидация, ползучесть, фундаментная плита, Soft Soil Creep, метод конечных элементов, Plaxis, осадки во времени, песчаные прослои

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Тер-Мартirosян А.З., Романенко Л.Ю., Рудь В.В., Шишкина П.В. Влияние вторичной консолидации на длительные осадки оснований фундаментных плит большой площади // Строительство: наука и образование. 2026. Т. 16. Вып. 2. Ст. 4. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2026.2.4

Автор, ответственный за переписку: Виктория Владимировна Рудь, victoriadll@yandex.ru.

Effect of secondary consolidation on long-term settlements of large-area raft foundations

Armen Z. Ter-Martirosyan, Lyubov Yu. Romanenko, Victoria V. Rud, Polina V. Shishkina

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU); Moscow, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. This paper evaluates the effect of creep (secondary consolidation) on long-term settlements of large-area raft foundations. The study extends the authors' previous work on the role of permeability anisotropy in two-dimensional primary consolidation and focuses on quantifying the contribution of skeleton creep to total settlement.

Materials and methods. A parametric finite element study was carried out using Plaxis 2D for an axisymmetric raft foundation model on a clay stratum. The Soft Soil (SS, no creep) and Soft Soil Creep (SSC) models were compared while varying R/H (0.5; 2.0; 6.0), the modified creep index μ^* (0.005; 0.01) and permeability anisotropy k_x/k_y (1; 5). The effect of horizontal sand interlayers was also investigated.

Results. Creep can increase the final settlement by a factor of 1.5–5.4 depending on R/H and μ^* (coefficient η). Sand interlayers accelerate primary consolidation by a factor of 3–11 but reduce the creep-related final settlement by only 5–16 %. Permeability anisotropy has a negligible effect on final settlement (difference below 2 %).

Conclusions. Secondary consolidation must be accounted for when $\mu^* \geq 0.005$ ($Ca/Cc \geq 0.10$), typical of soft organomineral clays, peaty soils, and silts. Horizontal drainage layers do not eliminate the problem of long-term secondary settlements.

KEYWORDS: secondary consolidation, creep, raft foundation, Soft Soil Creep, finite element method, Plaxis, time-dependent settlement, sand interlayers

FOR CITATION: Ter-Martirosyan A.Z., Romanenko L.Yu., Rud V.V., Shishkina P.V. Effect of secondary consolidation on long-term settlements of large-area raft foundations. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2026; 16(2):4. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2026.2.4

Corresponding author: Victoria V. Rud, victoriadll@yandex.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Задача прогнозирования длительных осадков фундаментов на слабых глинистых грунтах сохраняет свою актуальность на протяжении всей истории развития механики грунтов. В ранее опубликованной работе авторов [1] проведено параметрическое исследование влияния двумерного характера фильтрации и анизотропии проницаемости на скорость первичной консолидации оснований плитных фундаментов. Было показано, что классическая одномерная теория К. Терцаги [2] при малых отношениях R/H может завышать расчетное время консолидации более чем вдвое. Тем не менее рассмотренная модель не учитывала реологические свойства грунта, и прогноз осадков ограничивался первичной фильтрационной консолидацией.

Между тем для природных мягких глин деформирование грунтового скелета не прекращается после полной диссипации избыточного порового давления. Это явление, именуемое вторичной консолидацией или ползучестью, впервые системно описано Л. Бьеррумом [3], предложившим концепцию «мгновенной» и «отложенной» компрессии. Количественная характеристика интенсивности ползучести через отношение S_α/S_c была обоснована Г. Месри и П.М. Годлевски [4], установившими, что для минеральных глин S_α/S_c составляет 0,02–0,06, а для органических грунтов возрастает до 0,10–0,20. Дальнейшее развитие этой концепции выполнено Г. Месри и А. Кастро [5].

Центральным дискуссионным вопросом в теории вторичной консолидации остается момент начала ползучести относительно первичной консолидации. С.С. Ладд и соавт. [6] сформулировали две альтернативные позиции: гипотезу A (ползучесть начинается после завершения первичной консолидации) и гипотезу B , поддержанную Л. Бьеррумом [3], допускающую одновременное протекание ползучести и фильтрационной консолидации. В отечественной науке аналогичные идеи развивались в трудах С.Р. Месчаня [7], С.С. Вялова [8] и Ю.К. Зарецкого [9].

Разработана методика верификации параметров модели SSC путем сопоставления численного моделирования компрессионных испытаний в Plaxis с лабораторными данными [10].

Численная реализация гипотезы B предложена Л. Шукнехтом [11] через изотактическую концепцию. На этой основе П.А. Вермеер и Х.П. Неер [12] разработали модель Soft Soil Creep (SSC), ставшую одной из наиболее распространенных конститутивных моделей для расчета ползучести мягких грунтов в рамках метода конечных элементов (МКЭ). Парал-

лельно Дж.-Х. Ин и Дж. Грэхем [13] предложили вязкоупругопластическую модель на основе гипотезы М. Леони и соавт. [14], разработали анизотропную версию SSC. Обзор изотактического подхода представлен С. Лероуэлем [15]. С.А. Дегаго и соавт. [16] показали, что аргументы сторонников гипотезы A могли содержать систематическую ошибку интерпретации.

Практическое применение моделей ползучести к задачам фундаментостроения исследовано в ряде работ. П. Бхартія и соавт. [17] выполнили численный анализ свайно-плитных фундаментов на глинистых грунтах и продемонстрировали существенное влияние вязкопластических свойств на перераспределение нагрузки. Дж. Юань и соавт. [18] провели сравнение гипотез A и B с использованием трех EVP-моделей, подтвердив превосходство гипотезы B для прогноза осадков толстых слоев. Методология МКЭ для задач фильтрационной консолидации изложена Д.М. Поттсом и Л. Здравкович [19] на основе теории М.А. Био [20].

Практическая значимость задачи усиливается тем, что круглые фундаментные плиты значительного диаметра широко применяются в нефтегазовой отрасли в качестве оснований вертикальных резервуаров, газгольдеров и колонного оборудования. Площадки таких объектов нередко отнесены к прибрежным и пойменным территориям с выраженными реологическими свойствами грунтов. Неучет ползучести способен привести к существенной недооценке длительных осадков и нарушению эксплуатационной пригодности сооружений.

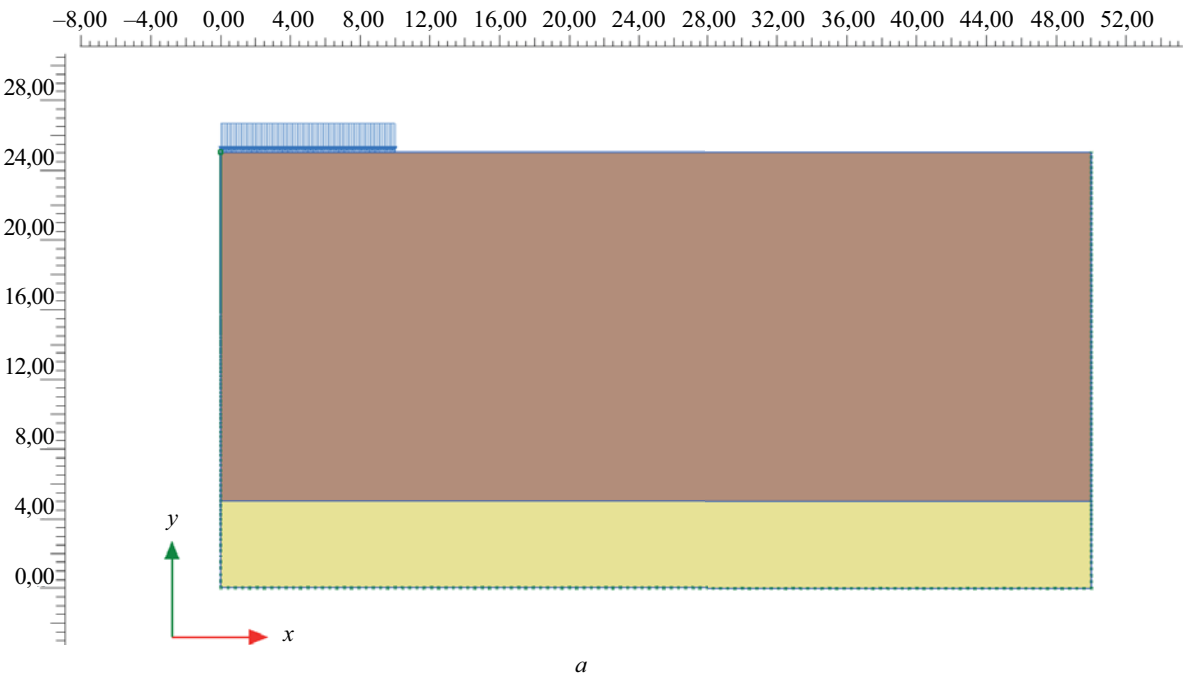
Несмотря на значительный объем теоретических исследований, систематическое параметрическое исследование, позволяющее количественно оценить вклад вторичной консолидации в осадку плитных фундаментов большой площади с варьированием ключевых геометрических и реологических факторов, в литературе не представлено. Целью настоящей работы является восполнение этого пробела.

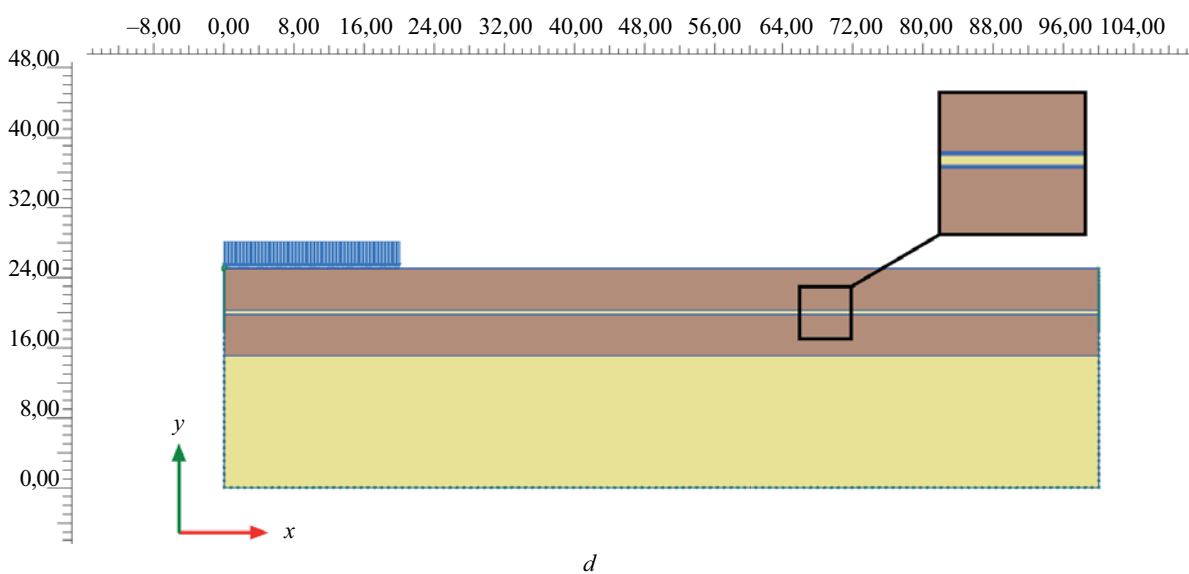
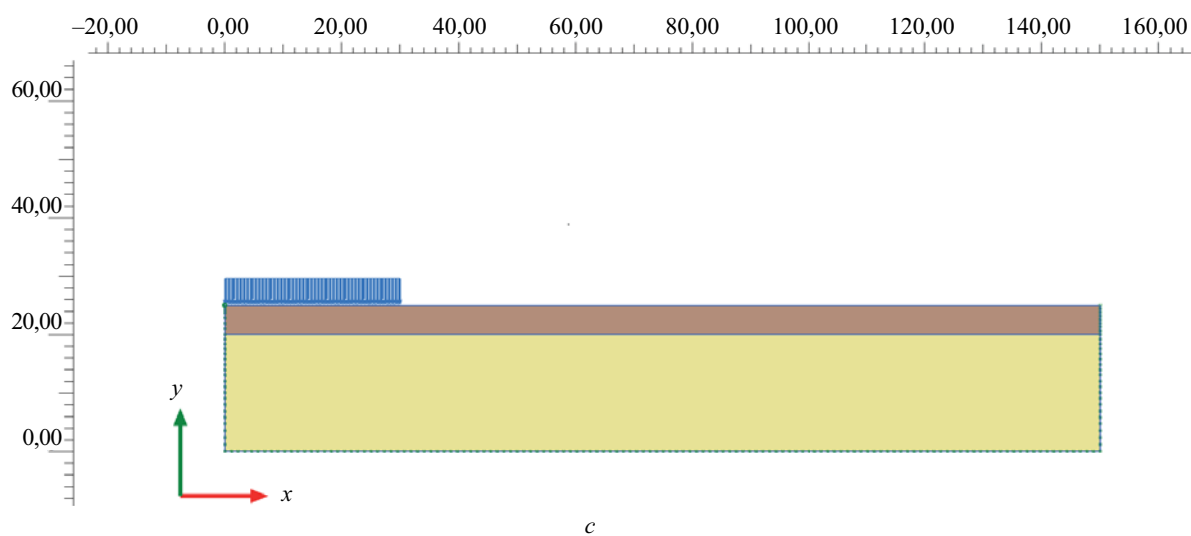
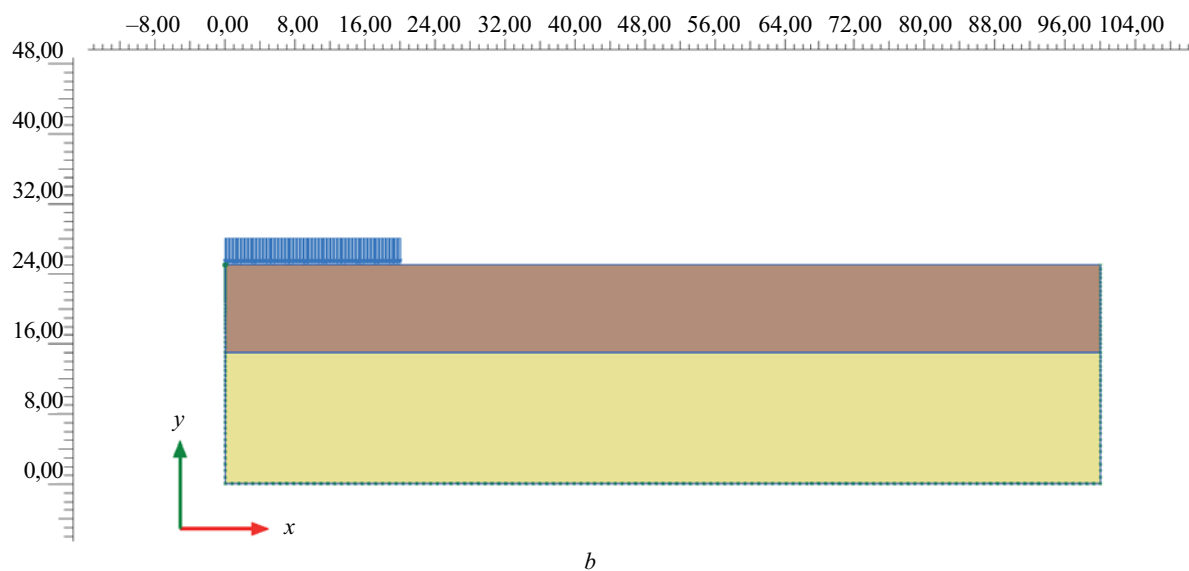
МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Вычислительный эксперимент выполнен в программном комплексе Plaxis 2D. В осесимметричной постановке рассматривался круглый жесткий плитный фундамент, опирающийся на двухслойное основание: верхний глинистый слой мощностью H и песчаный подстилающий слой; общая высота расчетной области $y_{\max}$ принята равной 25 м. Плита задавалась конечным элементом Plate с жесткостями $EA = 3 \cdot 10^7$ кН/м и $EI = 2,5 \cdot 10^6$ кН·м²/м; равномерная нагрузка прикладывалась на плиту в размере $q = 100$ кПа.

Табл. 1. Матрица расчетных вариантов

Номер	Геометрия	$R, \text{ м}$	$H, \text{ м}$	R/H	k_x/k_y	Модель	μ^*
1	A	10	20	0,5	1	SS	–
2	A	10	20	0,5	5	SS	–
3	A	10	20	0,5	1	SSC	0,005
4	A	10	20	0,5	5	SSC	0,005
5	A	10	20	0,5	1	SSC	0,01
6	A	10	20	0,5	5	SSC	0,01
7	B	20	10	2,0	1	SS	–
8	B	20	10	2,0	5	SS	–
9	B	20	10	2,0	1	SSC	0,005
10	B	20	10	2,0	5	SSC	0,005
11	B	20	10	2,0	1	SSC	0,01
12	B	20	10	2,0	5	SSC	0,01
13	C	30	5	6,0	1	SS	–
14	C	30	5	6,0	5	SS	–
15	C	30	5	6,0	1	SSC	0,005
16	C	30	5	6,0	5	SSC	0,005
17	C	30	5	6,0	1	SSC	0,01
18	C	30	5	6,0	5	SSC	0,01
19	D (1 прослой)	20	10	2,0	1	SS	–
20	E (3 прослая)	20	10	2,0	1	SS	–
21	D (1 прослой)	20	10	2,0	1	SSC	0,01
22	E (3 прослая)	20	10	2,0	1	SSC	0,01





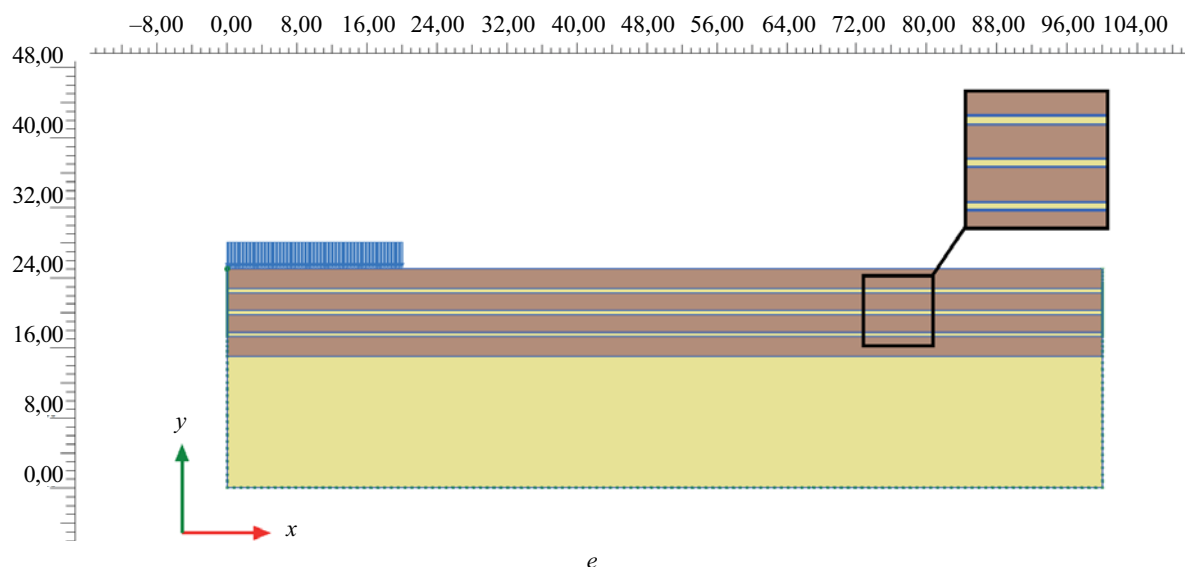


Рис. 1. Расчетные схемы: *a* — $R/H = 0,5$; *b* — $R/H = 2,0$; *c* — $R/H = 6,0$; *d* — $R/H = 2,0$, один песчаный прослой; *e* — $R/H = 2,0$, три песчаных прослоя

В отличие от работы [1], в которой учитывалась только первичная консолидация, здесь для глинистого слоя применяются параллельно две модели грунта — Soft Soil (SS) и Soft Soil Creep (SSC). Парный расчет позволяет выделить вклад ползучести в чистом виде, сопоставляя результаты на одном и том же наборе исходных данных. Для глинистого слоя приняты следующие параметры: $\gamma_{sat} = 20 \text{ кН/м}^3$; $\lambda^* = 0,05$; $\kappa^* = 0,01$; $c' = 20 \text{ кПа}$; $\phi' = 22^\circ$; $v'_{ur} = 0,15$; $e_0 = 0,8$; $k_y = 1 \cdot 10^{-4} \text{ м/сут}$.

Для песчаного подстилающего слоя принята модель Мора – Кулона в дренированной постановке со следующими характеристиками: $E' = 40 \text{ МПа}$; $v' = 0,3$; $c' = 1 \text{ кПа}$; $\phi' = 35^\circ$; $k = 1 \text{ м/сут}$. Положение уровня грунтовых вод принято на отметке дневной поверхности.

Расчет выполнялся в две стадии: на первой (Plastic, Staged construction) нагрузка прикладывалась мгновенно, с обнулением деформаций от собственного веса; на второй (Consolidation, Staged construction) моделировался совместный процесс фильтрационной консолидации и ползучести на горизонте 18 250 сут., что соответствует 50 годам. Фиксированный временной интервал выбран намеренно: автоматический критерий Plaxis по минимальному поровому давлению останавливает расчет на границе первичной консолидации и не позволяет проследить дальнейшее развитие вторичных деформаций.

Численное исследование включает 22 варианта и построение по матричной схеме с варьированием четырех факторов: соотношения радиуса плиты и мощности глинистого слоя ($R/H = 0,5$; $2,0$ и $6,0$), коэффициента анизотропии фильтрации ($k_x/k_y = 1$ и 5), модифицированного индекса ползучести μ^* (значения 0 ; $0,005$ и $0,01$; нулевое значение соответствует модели SS) и наличия горизонтальных песчаных прослоев мощностью по $0,5 \text{ м}$ — один прослой в се-

редине слоя либо три равномерно распределенных (геометрия *B*). Выбранный диапазон $\mu^* = 0,005\text{--}0,01$ соотносится с отношением $C\alpha/Cc \approx 0,10\text{--}0,20$, характерным для органоминеральных глин и заторфованных грунтов [4, 5]. Полная матрица вариантов сведена в табл. 1, соответствующие расчетные схемы представлены на рис. 1.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Результаты численного моделирования

На рис. 2 приведены графики развития осадки центра плиты во времени для трех исследованных соотношений R/H при $\mu^* = 0$ (SS), $0,005$ и $0,01$ (SSC) и двух значений k_x/k_y .

Характер кривых для всех геометрий обнаруживает единую закономерность: варианты SS достигают стационарного значения осадки по завершении диссипации порового давления, тогда как кривые SSC монотонно нарастают в течение всего 50-летнего горизонта моделирования. Интенсивность роста вторичной консолидации возрастает пропорционально μ^* , что согласуется с теоретическими положениями [12, 15].

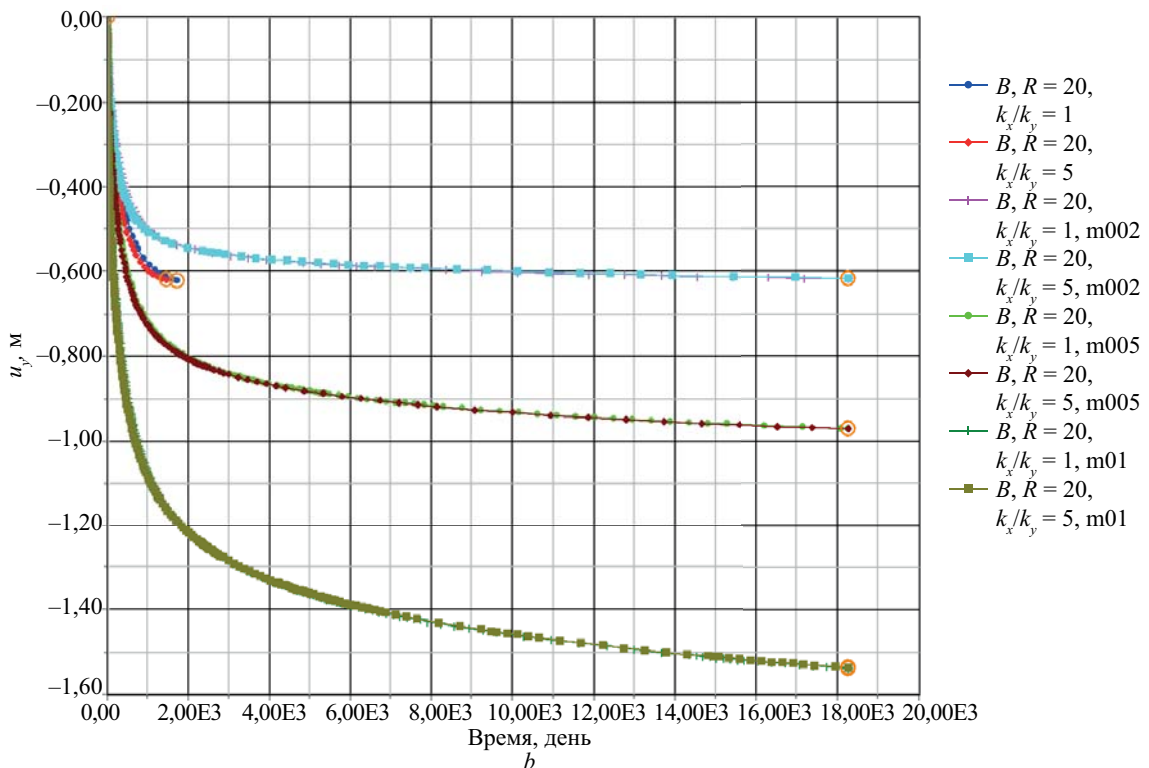
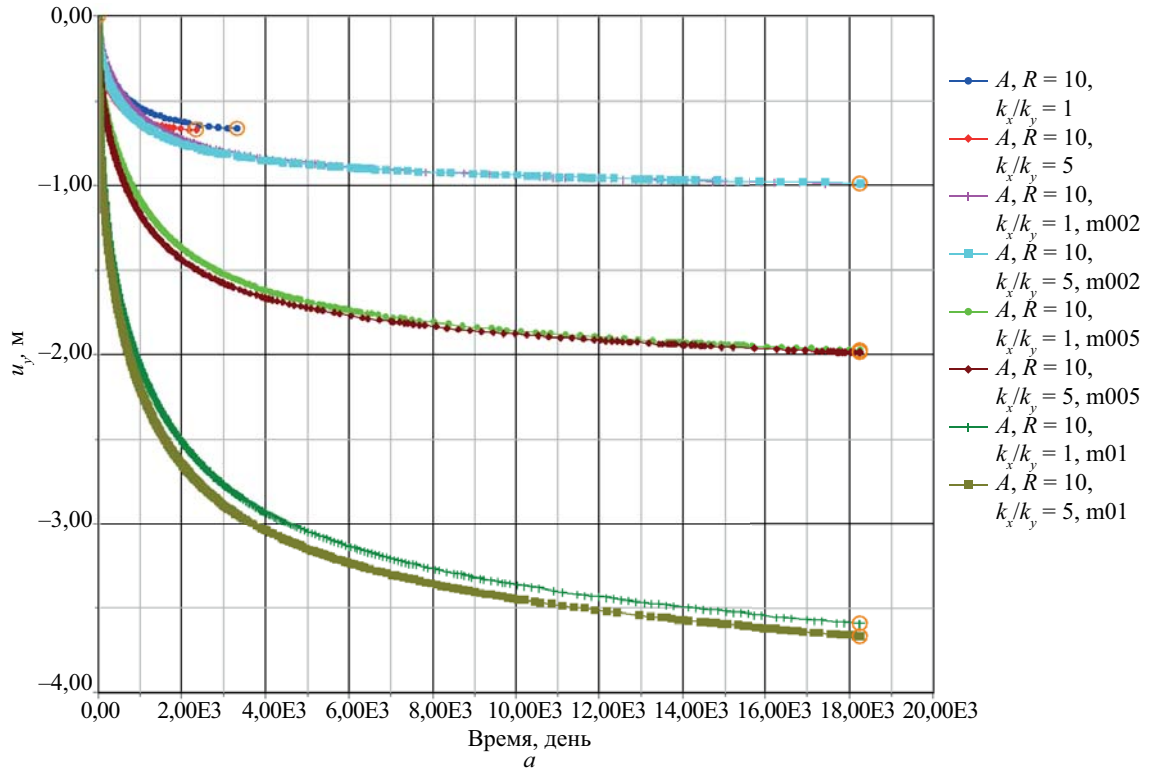
Численные значения конечных осадок систематизированы в табл. 2. Для каждого варианта вычислены относительное приращение $\Delta s = (s_{SSC} - s_{SS})/s_{SS} \cdot 100 \%$ и безразмерный коэффициент увеличения осадки $\eta = s_{SSC}/s_{SS}$.

Анализ табл. 2 показывает, что степень влияния ползучести в большей степени определяется геометрией расчетного сечения. Для глубокого слоя ($R/H = 0,5$, $H = 20 \text{ м}$) коэффициент η при $\mu^* = 0,01$ достигает $5,4$ — ползучесть увеличивает осадку более чем в пять раз. При промежуточной геометрии ($R/H = 2,0$) $\eta = 2,5$, а для тонкого слоя ($R/H = 6,0$) $\eta = 1,6$.

Физическая причина данной зависимости связана с масштабом времени первичной консолидации. В условиях большой мощности сжимаемой толщи

диссипация порового давления занимает многие годы, и ползучесть, действующая параллельно (гипотеза В), накапливает дополнительные деформации. При коротких путях фильтрации (большие R/H) первичная консолидация завершается быстро, и накопление вторичных деформаций ограничено.

Влияние анизотропии проницаемости на итоговую осадку за 50-летний горизонт оказалось пренебрежимо малым: расхождение между вариантами $k_x/k_y = 1$ и $k_x/k_y = 5$ не превышает 2 % для всех геометрий. Условия дренирования контролируют лишь скорость первичной консолидации, тогда как конеч-



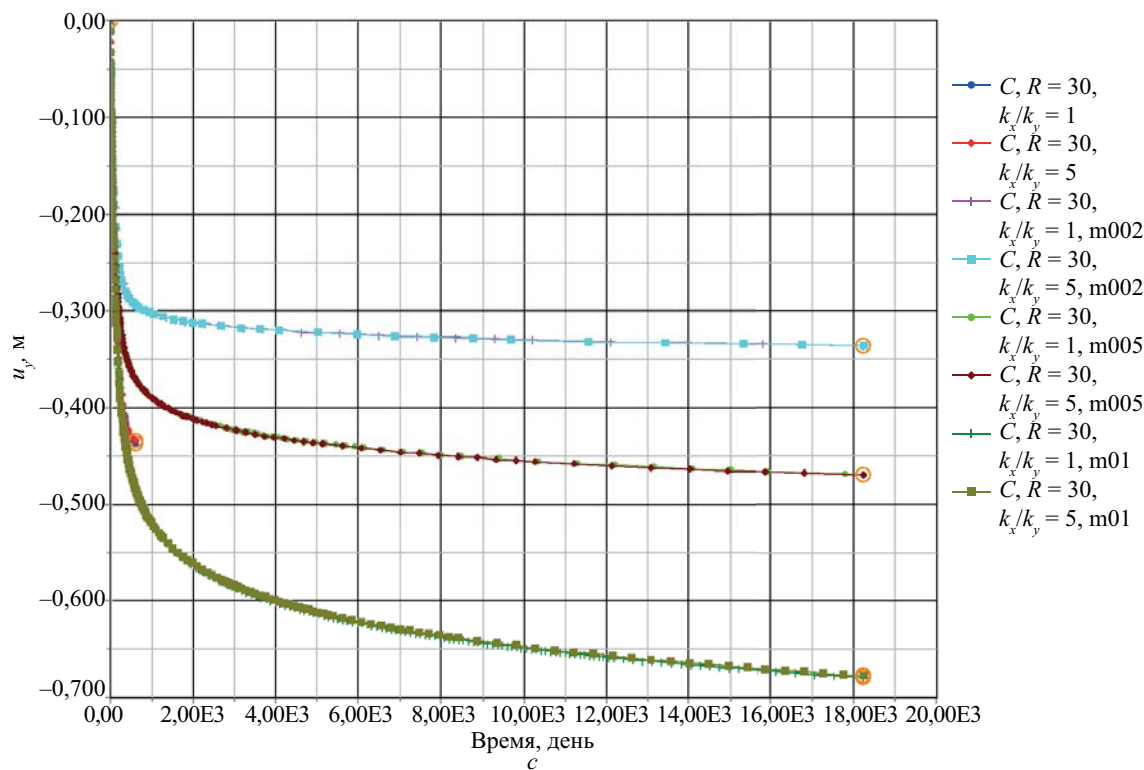


Рис. 2. Кривые «осадка центра плиты – время» для: *a* — $R/H = 0,5$ (геометрия *A*); *b* — $R/H = 2,0$ (геометрия *B*); *c* — $R/H = 6,0$ (геометрия *C*)

Табл. 2. Результаты параметрического исследования (конечные осадки при $t = 50$ лет)

Номер	R/H	k_x/k_y	s_{SS} , мм	$s(\mu^* = 0,005)$, мм	$s(\mu^* = 0,01)$, мм	$\Delta s(0,005)$, %	$\Delta s(0,01)$, %	$\eta(0,01)$
1	0,5	1	668	1990	3592	198	438	5,38
2	0,5	5	673	1990	3664	196	444	5,44
3	2,0	1	620	972	1538	57	148	2,48
4	2,0	5	618	972	1536	57	148	2,49
5	6,0	1	437	469	679	7	55	1,55
6	6,0	5	433	470	677	9	56	1,56

ная осадка при наличии ползучести определяется реологическими свойствами грунта.

На рис. 3 представлены кривые диссипации избыточного порового давления в центре глинистого слоя.

Дополнительно можно отметить, что примечательной чертой полученных результатов является превышение начального значения P_{excess} над приложенной нагрузкой ($q = 100$ кПа) в расчетах с моделью SSC. При $R/H = 0,5$ и $\mu^* = 0,01$ пиковое поровое давление в середине слоя составляет порядка 160 кПа. Этот эффект отражает механизм SSC: вязкопластическая деформация скелета стремится опередить скорость фильтрационного отжатия воды, порождая дополнительное приращение порового давления, т.е. иллюстрацию гипотезы *B* [3, 6, 17]. Для тонкого слоя ($R/H = 6,0$) избыточное поровое давление диссипирует

за ~500 сут. даже при $\mu^* = 0,01$, тогда как осадки продолжают нарастать на протяжении десятилетий.

Результаты расчетов для вариантов с песчаными прослоями (№ 19–22) сопоставлены с однородным основанием в табл. 3 и на рис. 4.

Введение песчаных прослоев кардинально ускоряет первичную консолидацию: время стационарного состояния по модели SS сокращается с ~1700 сут. до ~540 сут. (один прослой) и до ~150 сут. (три прослоя). Конечная осадка SS уменьшается на 4,5 и 14,2 % соответственно.

Для модели SSC с $\mu^* = 0,01$ осадка составляет 1463 мм (1 прослой) и 1286 мм (3 прослоя) вместо 1538 мм при однородном основании. Ключевой вывод: «хвост» ползучести сохраняется — скорость нарастания вторичных деформаций практически не зависит от наличия дренирующих элементов.

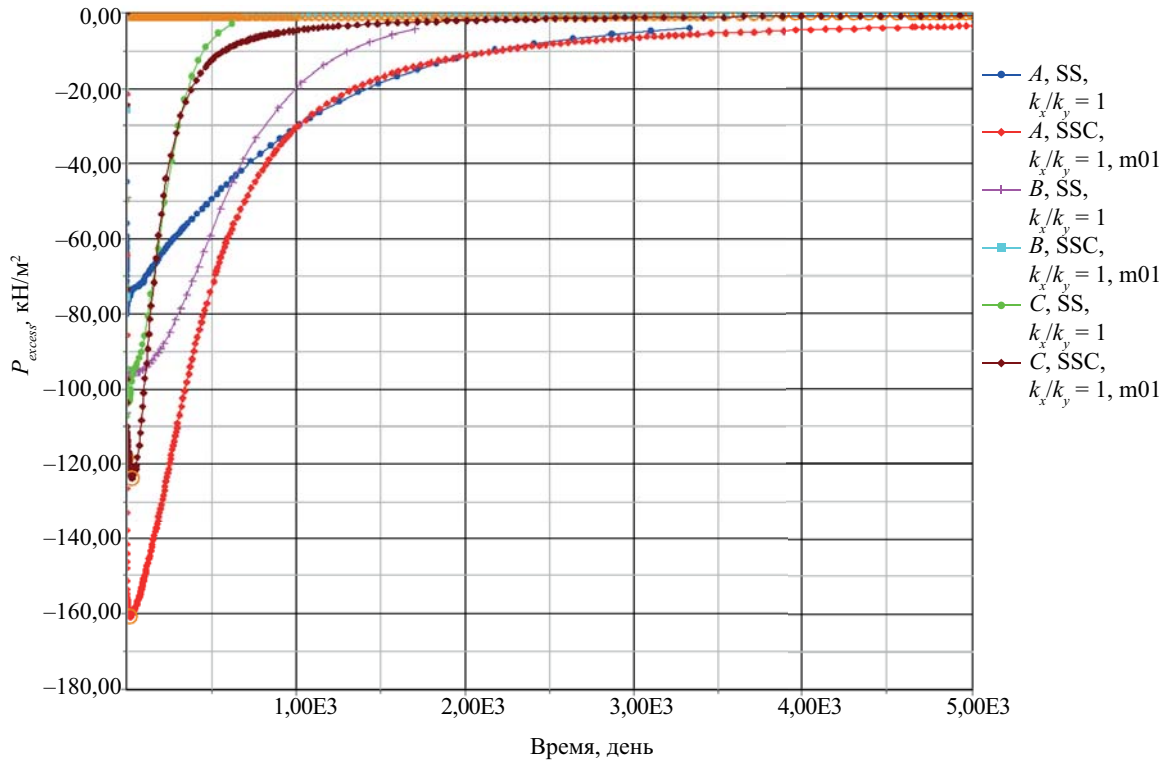


Рис. 3. Диссипация избыточного порового давления для геометрий *A, B* и *C*: сплошные линии — *SS*; штриховые — *SSC* ($\mu^* = 0,01$), $k_x/k_y = 1$

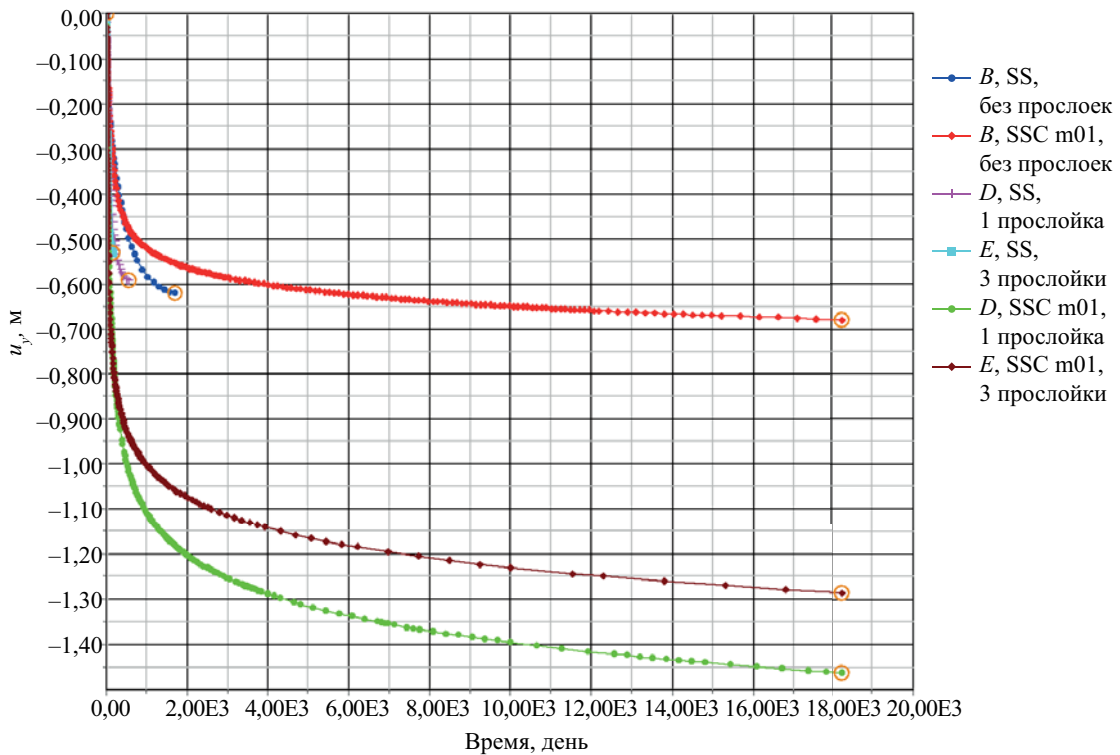


Рис. 4. Кривые «осадка – время» для $R/H = 2,0$ при однородном основании и основании с песчаными прослойками

Анализ и обсуждение результатов

Полученные результаты позволяют сформулировать инженерный критерий обязательности учета вторичной консолидации: $\mu^* \geq 0,005$ (что эквива-

лентно $C\alpha/C\epsilon \geq 0,10$). Уже при $\mu^* = 0,005$ прирост осадки колеблется от 7 % для тонкого слоя ($R/H = 6,0$) до 198 % для мощного ($R/H = 0,5$); при удвоении μ^* до 0,01 этот же диапазон расширяется до 55–438 %.

Табл. 3. Влияние песчаных прослоев ($R/H = 2,0, k_x/k_y = 1$)

Номер	Условия	Модель	s , мм	Δs , %	$t_{\text{ЕОР}}$, сут.	η
7	Без прослоев	SS	620	–	~1700	–
19	1 прослой	SS	592	–4,5	~540	–
20	3 прослоя	SS	532	–14,2	~150	–
11	Без прослоев	SSC, $\mu^* = 0,01$	1538	–	–	1,00
21	1 прослой	SSC, $\mu^* = 0,01$	1463	–4,9	–	0,95
22	3 прослоя	SSC, $\mu^* = 0,01$	1286	–16,4	–	0,84

Отсюда видно, что для заметной доли реальных грунтовых условий отказ от учета ползучести ведет к существенной недооценке проектных осадок.

Монотонный рост η с уменьшением R/H объясняется длительностью первичной консолидации: в мощном глинистом слое фильтрационное отжатие воды растянуто во времени; и ползучесть, действующая по гипотезе В одновременно с первичной консолидацией, успевает накопить значительные деформации.

Наличие дренирующих прослоев ускоряет первичную консолидацию в 3–11 раз, однако на конечную осадку при наличии ползучести влияет слабо — ее снижение составляет всего 5–16 %.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

Ползучесть глинистого грунта способна увеличить конечную осадку плитного фундамента в 1,5–5,4 раза. Максимальное влияние зафиксировано при малых R/H (глубокий слой) и высоких значениях μ^* .

Анизотропия фильтрации ($k_x/k_y = 1–5$) не оказывает существенного влияния на конечную осадку за 50-летний период. Определяющими являются реологические свойства грунта.

Модель SSC воспроизводит эффекты гипотезы В: избыточное поровое давление превышает приложенную нагрузку, а диссипация порового давления замедляется. Эффект наиболее выражен при малых R/H и высоких μ^* .

Песчаные прослои, ускоряя первичную консолидацию в 3–11 раз, снижают итоговую осадку лишь на 5–16 %. Горизонтальные дренирующие слои не оказывают значительного влияния на конечную осадку в основаниях из ползучих грунтов.

Учет вторичной консолидации обязателен при $\mu^* \geq 0,005$ ($C\alpha/Cc \geq 0,10$), характерном для мягких органоминеральных глин, заторфованных грунтов и илов. Рекомендуется применение модели SSC или аналогичных вязкопластических моделей.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Тер-Мартirosян А.З., Рудь В.В., Шишкина П.В., Варосян А.М. Двумерная консолидация основания фундаментной плиты с учетом анизотропии фильтрационных свойств грунта // Жилищное строительство. 2026. № 4. С. 47–52. DOI: 10.31659/0044-4472-2026-4-47-52. EDN IWJMXR.

2. Терцаги К., Пек Р. Механика грунтов в инженерной практике. М. : Госстройиздат, 1958. 608 с.

3. Bjerrum L. Engineering Geology of Norwegian Normally-Consolidated Marine Clays as Related to Settlements of Buildings // Géotechnique. 1967. Vol. 17. Issue 2. Pp. 83–118. DOI: 10.1680/geot.1967.17.2.83

4. Mesri G., Godlewski P.M. Time- and Stress-Compressibility Interrelationship // Journal of the Geotechnical Engineering Division. 1977. Vol. 103. Issue 5. Pp. 417–430. DOI: 10.1061/ajgeb6.0000421

5. Mesri G., Castro A. $C\alpha/Cc$ Concept and K_0 During Secondary Compression // Journal of Geotechnical Engineering. 1987. Vol. 113. Issue 3. Pp. 230–247. DOI: 10.1061/(asce)0733-9410(1987)113:3(230)

6. Ladd C.C., Foot R., Ishihara K., Schlosser F.,oulos H.G. Stress-Deformation and Strength Characteristics // 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. 1977. Vol. 2.

7. Месчан С.Р. Механические свойства грунтов и лабораторные методы их определения. М. : Недра, 1974. 191 с.

8. Вялов С.С. Реологические основы механики грунтов. М. : Высшая школа, 1978. 447 с.

9. Зарецкий Ю.К. Вязкопластичность грунтов и расчеты сооружений. М. : Стройиздат, 1988. 352 с.

10. Тер-Мартirosян А.З., Сидоров В.В., Ермошина Л.Ю. Определение и верификация параметров модели слабого грунта с учетом ползучести // Вестник МГСУ. 2018. Т. 13. № 6 (117). С. 697–708. DOI: 10.22227/1997-0935.2018.6.697-70

11. Šuklje L. Rheological Aspects of Soil Mechanics. London : Wiley-Interscience, 1969. 571 p.

12. Vermeer P.A., Neher H.P. A Soft Soil Model that Accounts for Creep // Beyond 2000 in Computational Geotechnics. 1999. Pp. 249–261.

13. Yin J.-H., Graham J. Viscous-Elastic-Plastic Modelling of One-Dimensional Time-Dependent Behaviour of Clays // Canadian Geotechnical Journal. 1989. Vol. 26. Issue 2. Pp. 199–209. DOI: 10.1139/t89-029

14. Leoni M., Karstunen M., Vermeer P.A. Anisotropic Creep Model for Soft Soils // Géotechnique. 2008. Vol. 58. Issue 3. Pp. 215–226. DOI: 10.1680/geot.2008.58.3.215

15. Leroueil S. The Isotache Approach. Where Are We 50 Years After Its Development by Professor Šuklje? // Proc. 13th Danube-European Conf. on SMGE. Ljubljana, 2006. Vol. 1. Pp. 55–88.

16. Degago S.A., Nordal S., Grimstad G., Jostad H.P. Analyses Relative to the Uniqueness of the End-of-Primary Void Ratio–Effective Stress Relationship // Canadian Geotechnical Journal. 2011. Vol. 48. Issue 8. Pp. 1268–1271.

17. Bhartiya P., Basu D., Chakraborty T. Time-Dependent Response of Rectangular Piled Rafts in Clayey Soils // Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. 2022. Vol. 148. Issue 5. DOI: 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002758

18. Chen Z., Li P., Wu P., Yin J. Song D. Study of the one-dimensional consolidation and creep of clays with different thicknesses using different hypotheses and three elastic visco-plastic models // Acta Geotechnica. 2024. Vol. 19. Issue 11. Pp. 7329–7347. DOI: 10.1007/s11440-024-02405-w

19. Potts D.M., Zdravkovic L. Finite Element Analysis in Geotechnical Engineering: Volume One — Theory. London : Thomas Telford, 1999. 440 p. DOI: 10.1680/feaiget.27534

20. Biot M.A. General Theory of Three-Dimensional Consolidation // Journal of Applied Physics. 1941. Vol. 12. Issue 2. Pp. 155–164. DOI: 10.1063/1.1712-886

Поступила в редакцию 13 апреля 2026 г.

Принята в доработанном виде 29 апреля 2026 г.

Одобрена для публикации 3 мая 2026 г.

ОБ АВТОРАХ: **Армен Завенович Тер-Мартirosян** — доктор технических наук, доцент кафедры геотехники; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; SPIN-код: 9467-5034, Scopus: 35621133900, ResearcherID: Q-8635-2017, ORCID: 0000-0001-8787-826X; gic-mgsu@mail.ru;

Любовь Юрьевна Романенко — кандидат технических наук, научный сотрудник, Научно-образовательный центр «Геотехника» им. З.Г. Тер-Мартirosяна (НОЦ «Геотехника» им. З.Г. Тер-Мартirosяна); **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 991280, Scopus: 57205215830, ResearcherID: AGV-6847-2022, ORCID: 0000-0003-1522-320X; lyubov.ermoshina1801@mail.ru;

Виктория Владимировна Рудь — кандидат технических наук, научный сотрудник, Научно-образовательный центр «Геотехника» им. З.Г. Тер-Мартirosяна (НОЦ «Геотехника» им. З.Г. Тер-Мартirosяна); **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 992433, Scopus: 58295443600, ResearcherID: MCK-3917-2025, ORCID: 0000-0003-0596-336X; victoriadll@yandex.ru;

Полина Владимировна Шишкина — студент; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 1318761, Scopus: 58295443600, ORCID: 0009-0003-4531-4249; pshishkina638@gmail.com.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

The problem of predicting long-term settlement of foundations on weak clay soils has remained a key issue throughout the history of soil mechanics. In a previously published paper by the authors [1], a parametric study was conducted into the influence of two-dimensional filtration and permeability anisotropy on the rate of primary consolidation of slab foundations. It was shown that K. Terzaghi's classical one-dimensional theory [2], for small R/H ratios, can overestimate the calculated consolidation time by more than a factor of two. Nevertheless, the model considered did not take into account the rheological properties of the soil, and the settlement prediction was limited to primary filtration consolidation.

Meanwhile, in the case of natural soft clays, the deformation of the soil skeleton does not cease once the ex-

cess pore pressure has been fully dissipated. This phenomenon, known as secondary consolidation or creep, was first systematically described by L. Bjerrum [3], who proposed the concept of “instantaneous” and “delayed” compression. A quantitative characterization of the creep intensity via the Ca/Cc ratio was established by G. Mesri and P.M. Godlevski [4], who found that for mineral clays, Ca/Cc ranges from 0.02 to 0.06, whilst for organic soils it increases to 0.10–0.20. This concept was further developed by G. Mesri and A. Castro [5].

The central point of debate in the theory of secondary consolidation remains the timing of the onset of creep relative to primary consolidation. S.S. Ladd et al. [6] formulated two alternative positions: hypothesis *A* (creep begins after the completion of primary consolidation) and hypothesis *B*, supported by L. Bjerrum [3], which allows for the simultaneous occurrence of creep and filtra-

tion consolidation. In Russian scientific literature, similar ideas were developed in the works of S.R. Meschyan [7], S.S. Vyalov [8] and Yu.K. Zaretsky [9].

A methodology has been developed for verifying the parameters of the SSC model by comparing numerical simulations of compression tests in Plaxis with laboratory data [10].

A numerical implementation of hypothesis *B* was proposed by L. Shuknecht [11] using the isotach concept. On this basis, P.A. Vermeer and H.P. Neer [12] developed the Soft Soil Creep (SSC) model, which has become one of the most widely used constitutive models for calculating the creep behaviour of soft soils within the finite element method (FEM). In parallel, J.-H. Yin and J. Graham [13] proposed a visco-elastic-plastic model based on the hypothesis of M. Leoni et al. [14], and developed an anisotropic version of the SSC model. An overview of the isotach approach is presented by S. Lerouel [15]. S.A. Degago et al. [16] demonstrated that the arguments put forward by proponents of hypothesis *A* may have contained a systematic error of interpretation.

The practical application of creep models to foundation engineering problems has been investigated in a number of studies. P. Bhartiya et al. [17] carried out a numerical analysis of pile-slab foundations on clayey soils and demonstrated the significant influence of viscoplastic properties on load redistribution. J. Yuan et al. [18] compared hypotheses *A* and *B* using three EVP models, confirming the superiority of hypothesis *B* for predicting settlements in thick layers. The FEM methodology for fil-

tration consolidation problems is set out by D.M. Potts and L. Zdravkovich [19] based on the theory of M.A. Bio [20].

The practical significance of this problem is heightened by the fact that circular foundation slabs of considerable diameter are widely used in the oil and gas industry as bases for vertical storage tanks, gas holders and column-type equipment. The sites of such facilities are often located in coastal and floodplain areas with distinct soil rheological properties. Failure to account for creep can lead to a significant underestimation of long-term settlement and compromise the operational suitability of the structures.

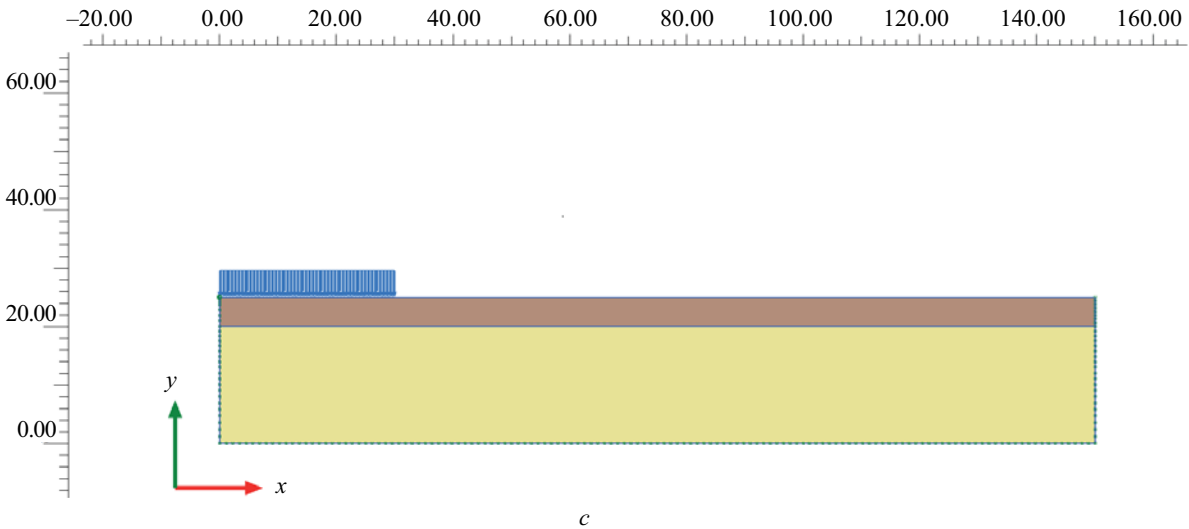
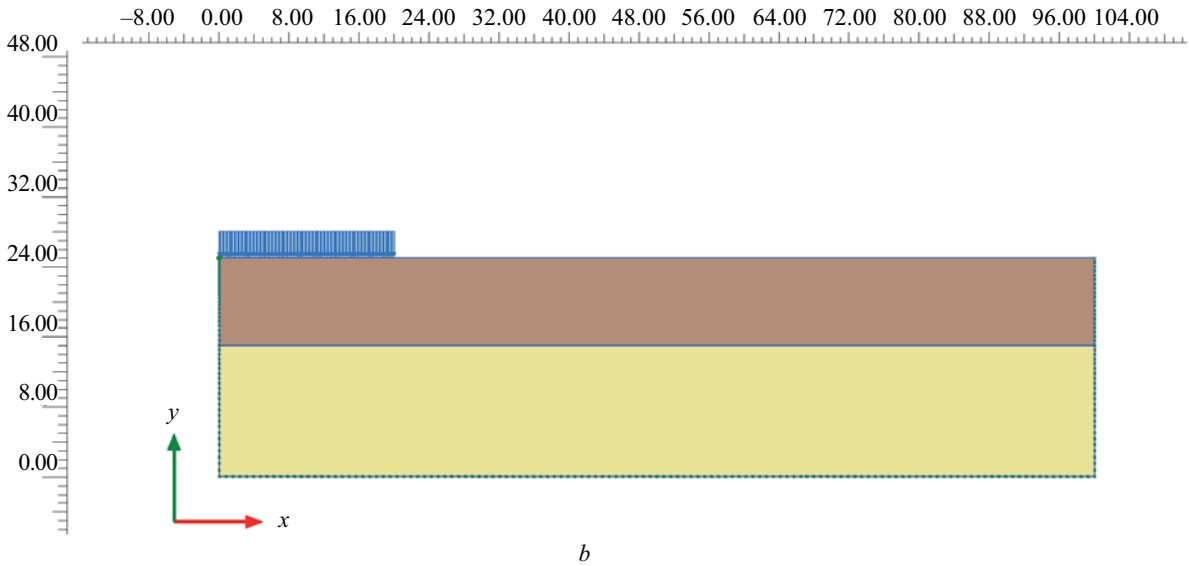
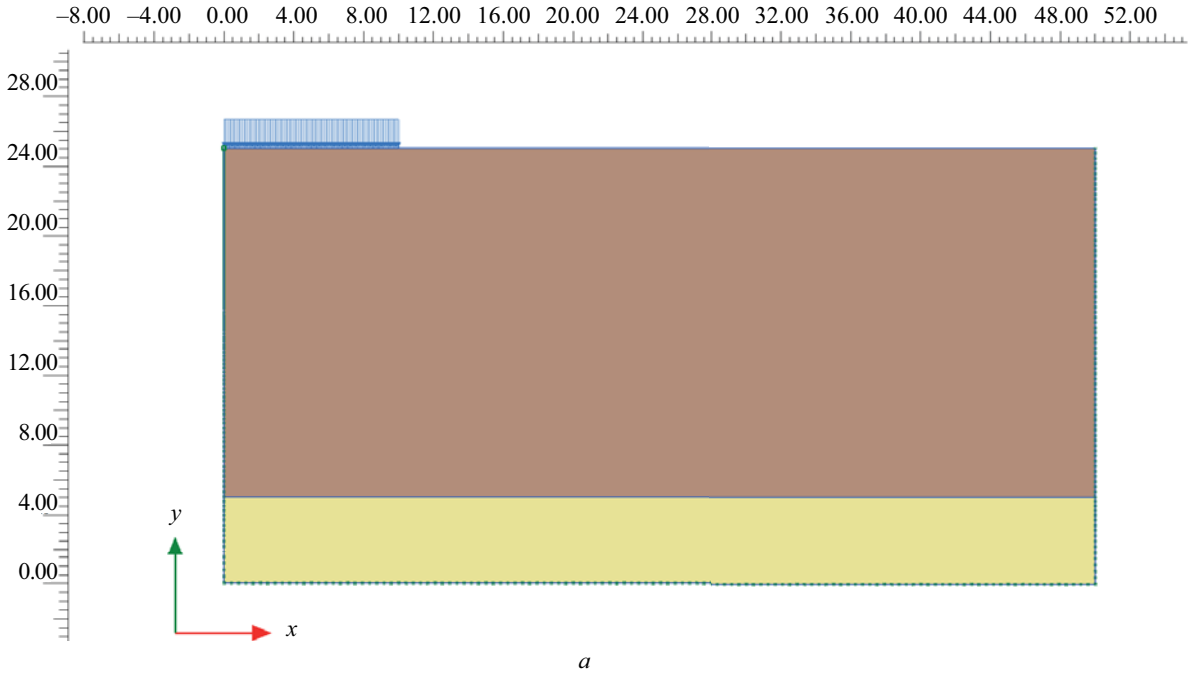
Despite a considerable body of theoretical research, no systematic parametric study has been presented in the literature that allows for a quantitative assessment of the contribution of secondary consolidation to the settlement of large-area slab foundations, whilst varying key geometric and rheological factors. The aim of this study is to fill this gap.

MATERIALS AND METHODS

The computational experiment was carried out using the Plaxis 2D software package. In an axisymmetric configuration, a circular rigid slab foundation resting on a two-layer subgrade was considered: an upper clay layer of thickness *H* and an underlying sand layer; the total height of the analysis domain *y*_{max} was taken as 25 m. The slab was modelled as a Plate finite element with stiffnesses *EA* = 3 · 10⁷ kN/m and *EI* = 2.5 · 10⁶ kN·m²/m; a uniform load of *q* = 100 kPa was applied to the slab.

Table 1. Matrix of design options

Number	Geometry	<i>R</i> , m	<i>H</i> , m	<i>R/H</i>	<i>k_x/k_y</i>	Model	μ*
1	<i>A</i>	10	20	0.5	1	SS	–
2	<i>A</i>	10	20	0.5	5	SS	–
3	<i>A</i>	10	20	0.5	1	SSC	0.005
4	<i>A</i>	10	20	0.5	5	SSC	0.005
5	<i>A</i>	10	20	0.5	1	SSC	0.01
6	<i>A</i>	10	20	0.5	5	SSC	0.01
7	<i>B</i>	20	10	2.0	1	SS	–
8	<i>B</i>	20	10	2.0	5	SS	–
9	<i>B</i>	20	10	2.0	1	SSC	0.005
10	<i>B</i>	20	10	2.0	5	SSC	0.005
11	<i>B</i>	20	10	2.0	1	SSC	0.01
12	<i>B</i>	20	10	2.0	5	SSC	0.01
13	<i>C</i>	30	5	6.0	1	SS	–
14	<i>C</i>	30	5	6.0	5	SS	–
15	<i>C</i>	30	5	6.0	1	SSC	0.005
16	<i>C</i>	30	5	6.0	5	SSC	0.005
17	<i>C</i>	30	5	6.0	1	SSC	0.01
18	<i>C</i>	30	5	6.0	5	SSC	0.01
19	<i>D</i> (1 layer)	20	10	2.0	1	SS	–
20	<i>E</i> (3 layers)	20	10	2.0	1	SS	–
21	<i>D</i> (1 layer)	20	10	2.0	1	SSC	0.01
22	<i>E</i> (3 layers)	20	10	2.0	1	SSC	0.01



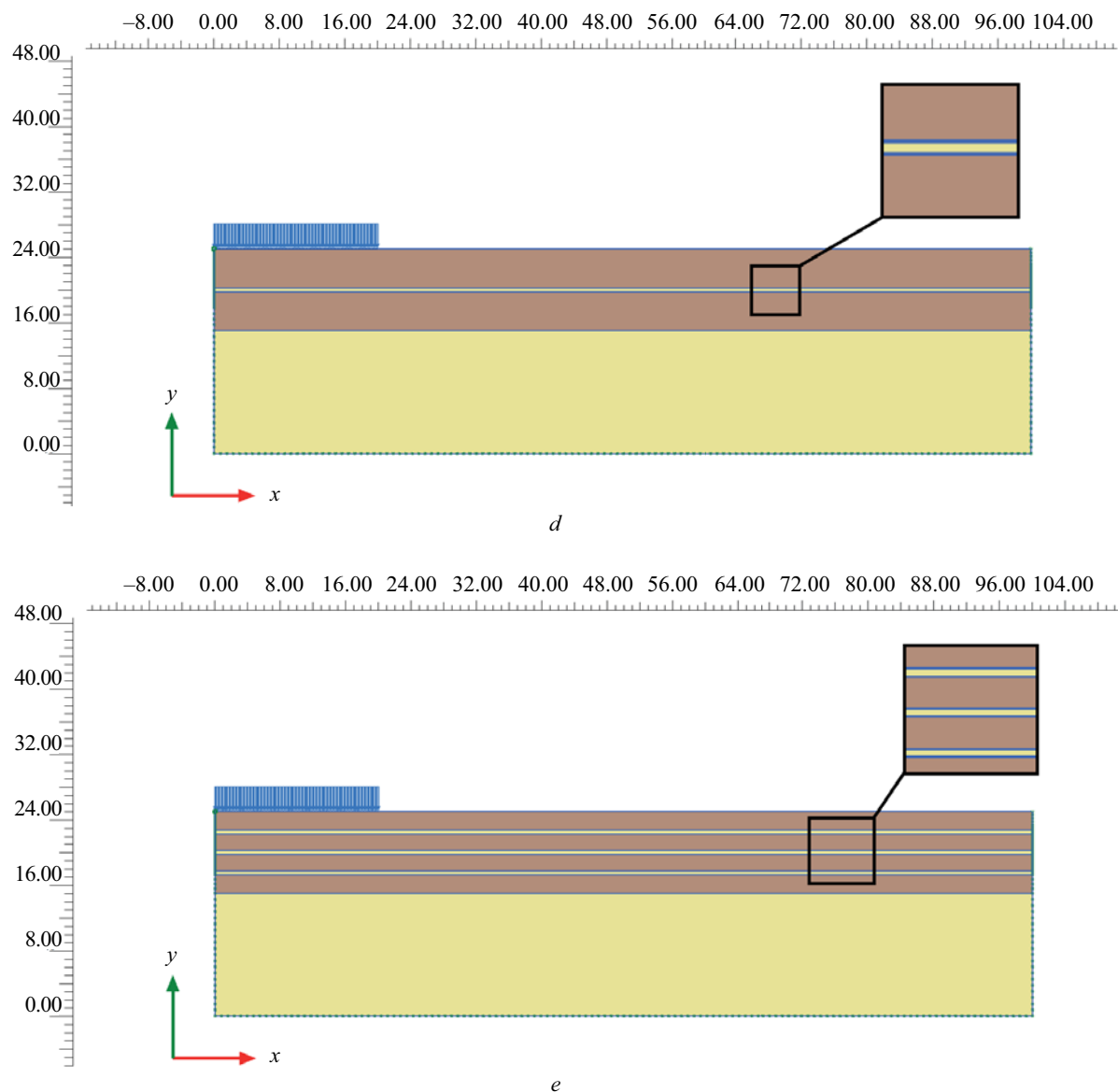


Fig. 1. Design diagrams: *a* — $R/H = 0.5$; *b* — $R/H = 2.0$; *c* — $R/H = 6.0$; *d* — $R/H = 2.0$, one sand layer; *e* — $R/H = 2.0$, three sand layers

Unlike the study in [1], which considered only primary consolidation, this study applies two soil models in parallel to the clay layer: Soft Soil (SS) and Soft Soil Creep (SSC). This paired analysis allows the contribution of creep to be isolated in its pure form by comparing the results based on the same set of input data. The following parameters are adopted for the clay layer: $\gamma_{sat} = 20 \text{ kN/m}^3$; $\lambda^* = 0.05$; $\kappa^* = 0.01$; $c' = 20 \text{ kPa}$; $\varphi' = 22^\circ$; $v'_{ur} = 0.15$; $e_0 = 0.8$; $k_y = 1 \cdot 10^{-4} \text{ m/day}$.

For the sandy subgrade, the Mohr – Coulomb model is adopted in a drained configuration with the following parameters: $E' = 40 \text{ MPa}$; $\nu' = 0.3$; $c' = 1 \text{ kPa}$; $\varphi' = 35^\circ$; $k = 1 \text{ m/day}$. The groundwater level is assumed to be at ground level.

The calculation was carried out in two stages: in the first stage (Plastic, Staged construction), the load was applied instantaneously, with deformations due to self-

weight reset to zero; in the second stage (Consolidation, Staged construction), the combined process of filtration consolidation and creep was modelled over a time horizon of 18,250 days, corresponding to 50 years. This fixed time interval was chosen deliberately: Plaxis's automatic criterion based on minimum pore pressure terminates the calculation at the boundary of primary consolidation and does not allow the further development of secondary deformations to be tracked.

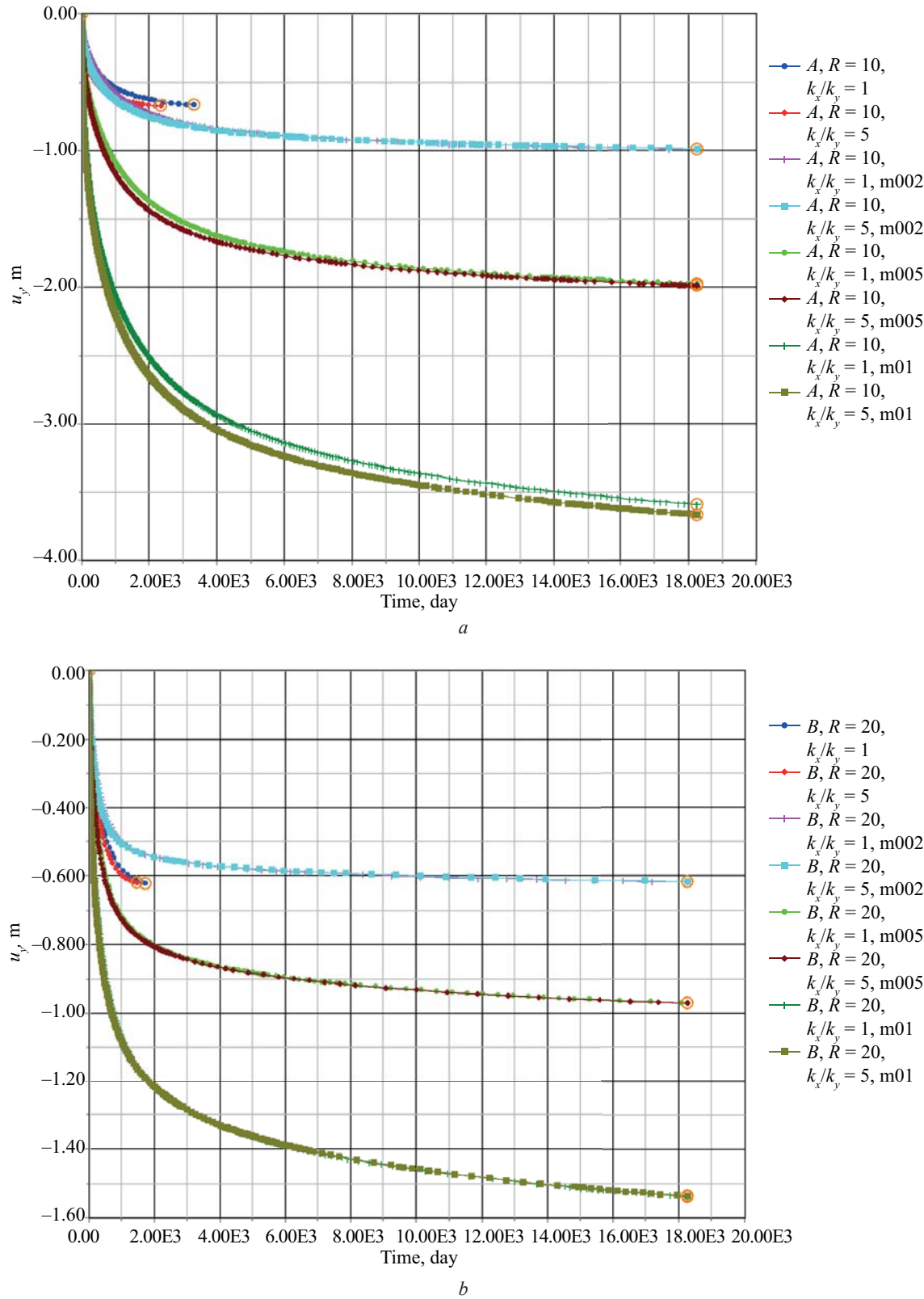
The numerical study comprises 22 variants and is structured according to a matrix scheme, with four factors varied: the ratio of the plate radius to the thickness of the clay layer ($R/H = 0.5$; 2.0 and 6.0), the filtration anisotropy coefficient ($k_x/k_y = 1$ and 5), the modified creep index μ^* (values 0; 0.005 and 0.01; a value of zero corresponds to the SS model) and the presence of horizontal sandy interlayers, each 0.5 m thick —

either a single interlayer in the middle of the layer or three evenly distributed interlayers (geometry *B*). The selected range $\mu^* = 0.005\text{--}0.01$ corresponds to a $C\alpha/C_c$ ratio of $\approx 0.10\text{--}0.20$, characteristic of organo-mineral clays and peaty soils [4, 5]. The complete matrix of variants is summarized in Table 1, and the corresponding calculation schemes are shown in Fig. 1.

RESEARCH RESULTS

Results of numerical modelling

Fig. 2 shows graphs of the time-dependent settlement of the centre of the slab for the three R/H ratios studied, where $\mu^* = 0$ (SS), 0.005 and 0.01 (SSC), and for two values of k_x/k_y .



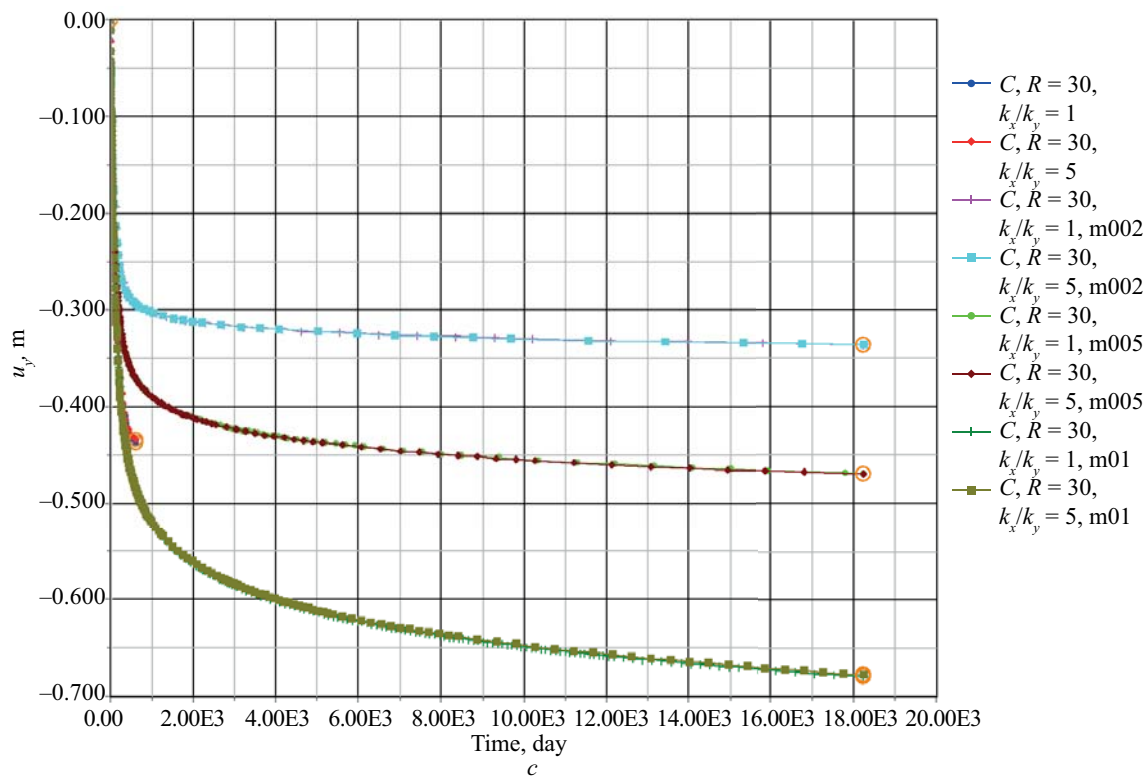


Fig. 2. “Centre of plate deflection versus time” curves for: *a* — $R/H = 0.5$ (geometry *A*); *b* — $R/H = 2.0$ (geometry *B*); *c* — $R/H = 6.0$ (geometry *C*)

Table 2. Results of the parametric study (final sedimentation at $t = 50$ years)

Number	R/H	k_x/k_y	s_{ss} , mm	$s(\mu^* = 0.005)$, mm	$s(\mu^* = 0.01)$, mm	$\Delta s(0.005)$, %	$\Delta s(0.01)$, %	$\eta(0.01)$
1	0.5	1	668	1,990	3,592	198	438	5.38
2	0.5	5	673	1,990	3,664	196	444	5.44
3	2.0	1	620	972	1,538	57	148	2.48
4	2.0	5	618	972	1,536	57	148	2.49
5	6.0	1	437	469	679	7	55	1.55
6	6.0	5	433	470	677	9	56	1.56

The behaviour of the curves for all geometries reveals a consistent pattern: the SS variants reach a steady-state value for settlement once pore pressure dissipation has ceased, whilst the SSC curves increase monotonically throughout the entire 50-year simulation period. The rate of secondary consolidation increases in proportion to μ^* , which is consistent with theoretical findings [12, 15].

The numerical values of the final settlements are summarised in Table 2. For each scenario, the relative increase $\Delta s = (s_{SSC} - s_{SS})/s_{SS} \cdot 100\%$ and the dimensionless settlement increase coefficient $\eta = s_{SSC}/s_{SS}$ have been calculated.

An analysis of Table 2 shows that the extent of the influence of creep is largely determined by the geometry

of the design cross-section. For a deep layer ($R/H = 0.5$, $H = 20$ m), the coefficient η at $\mu^* = 0.01$ reaches 5.4 — creep increases the settlement more than fivefold. For intermediate geometry ($R/H = 2.0$), $\eta = 2.5$, and for a thin layer ($R/H = 6.0$), $\eta = 1.6$.

The physical reason for this relationship is linked to the timescale of primary consolidation. Where the thickness of the compressed formation is large, the dissipation of pore pressure takes many years, and creep occurring in parallel (hypothesis *B*) accumulates additional deformations. For short filtration paths (high R/H ratios), primary consolidation is completed rapidly, and the accumulation of secondary deformations is limited.

The effect of permeability anisotropy on the total settlement over a 50-year time horizon proved to be neg-

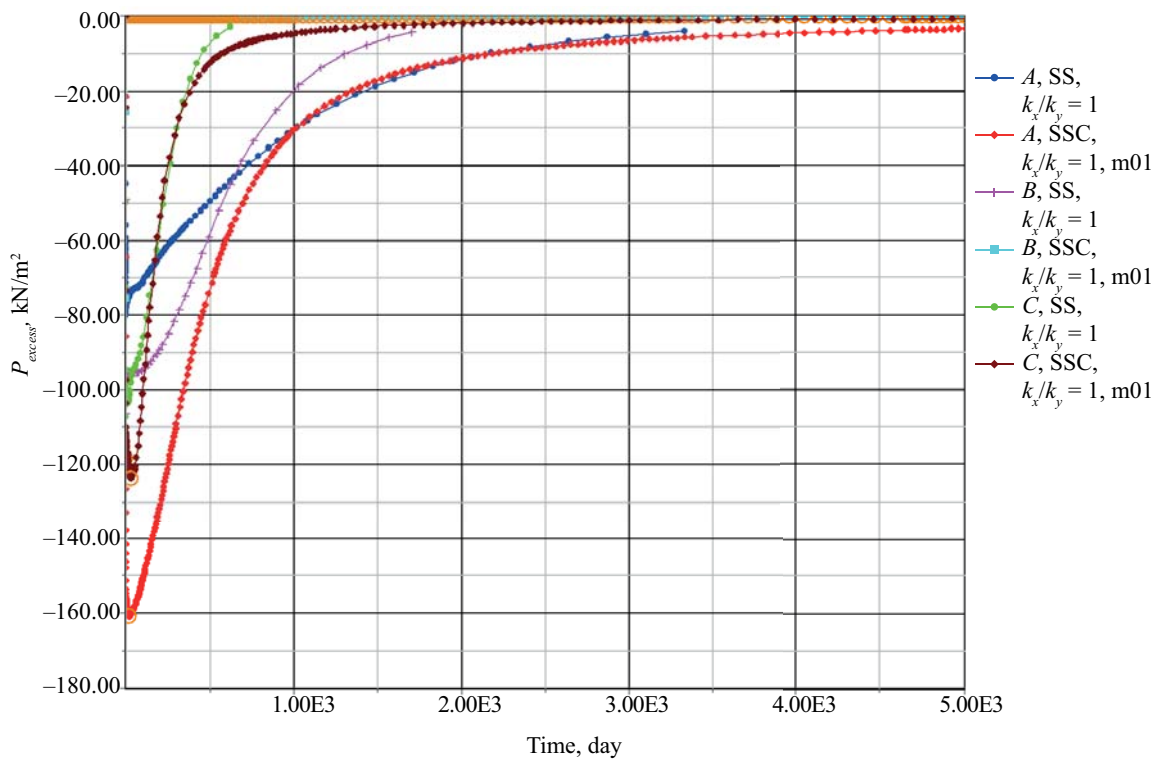


Fig. 3. Dissipation of excess pore pressure for geometries *A*, *B* and *C*: solid lines — SS; dashed lines — SSC ($\mu^* = 0.01$), $k_x/k_y = 1$

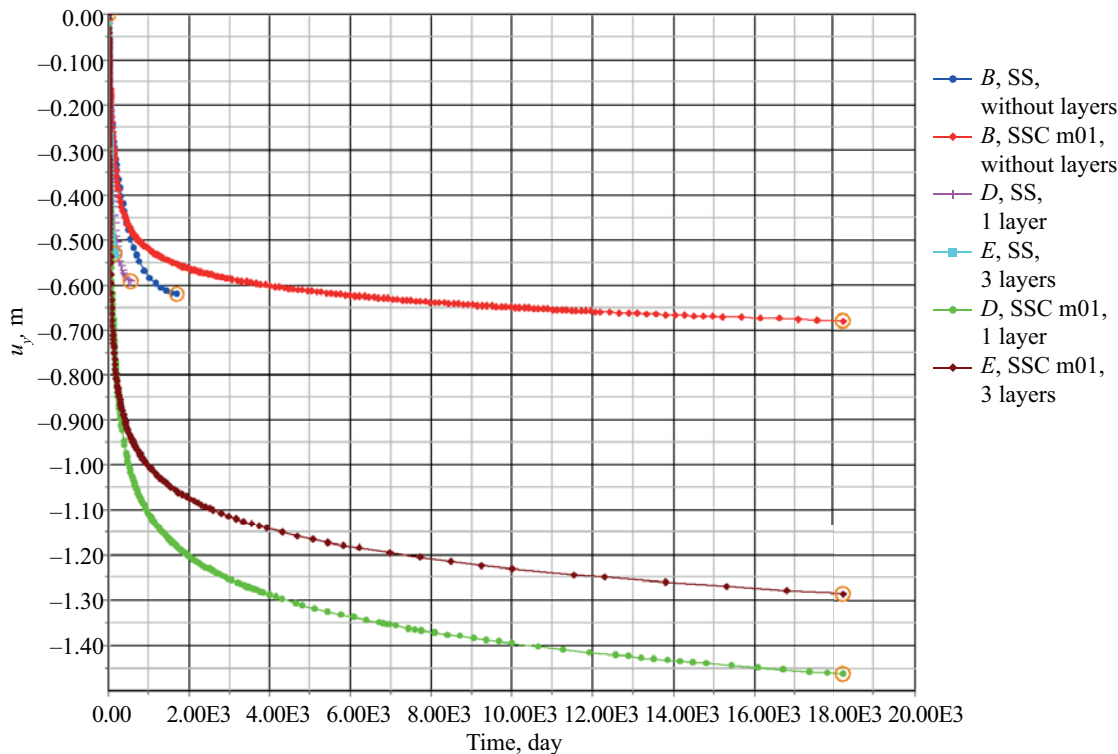


Fig. 4. “Settlement – time” curves for $R/H = 2.0$ for a homogeneous subgrade and a subgrade with sandy layers

ligible: the difference between the $k_x/k_y = 1$ и $k_x/k_y = 5$ scenarios does not exceed 2 % for all geometries. Drainage conditions control only the rate of primary consolidation, whilst the final settlement, in the presence of creep, is determined by the rheological properties of the soil.

Fig. 3 shows the curves of excess pore pressure dissipation at the centre of the clay layer. It is also worth noting that a notable feature of the results obtained is that the initial value of P_{excess} exceeds the applied load ($q = 100$ kPa) in the calculations using

Table 3. Effect of sand layers ($R/H = 2.0$, $k_x/k_y = 1$)

Number	Conditions	Model	s , mm	Δs , %	t_{EOP} , day	η
7	Without layers	SS	620	–	~1,700	–
19	1 layer	SS	592	–4.5	~540	–
20	3 layers	SS	532	–14.2	~150	–
11	Without layers	SSC, $\mu^* = 0.01$	1,538	–	–	1.00
21	1 layer	SSC, $\mu^* = 0.01$	1,463	–4.9	–	0.95
22	3 layers	SSC, $\mu^* = 0.01$	1,286	–16.4	–	0.84

the SSC model. At $R/H = 0.5$ and $\mu^* = 0.01$, the peak pore pressure at the centre of the layer is of the order of 160 kPa. This effect reflects the SSC mechanism: viscoelastic deformation of the skeleton tends to outpace the rate of filtration-induced water discharge, generating an additional increase in pore pressure, i.e. an illustration of hypothesis *B* [3, 6, 17]. For a thin layer ($R/H = 6.0$), the excess pore pressure dissipates over ~500 days even at $\mu^* = 0.01$, whilst precipitation continues to accumulate over decades.

The results of the calculations for the variants with sand layers (No. 19–22) are compared with those for a homogeneous subgrade in Table 3 and Fig. 4.

The introduction of sand layers significantly accelerates initial consolidation: the time to reach a steady state, according to the SS model, is reduced from ~1,700 days to ~540 days (one layer) and to ~150 days (three layers). The final settlement of the SS is reduced by 4.5 and 14.2 % respectively.

For the SSC model with $\mu^* = 0.01$, the settlement is 1,463 mm (1 layer) and 1,286 mm (3 layers) instead of 1,538 mm with a homogeneous subgrade. Key conclusion: the “tail” of creep persists — the rate of increase in secondary strains is virtually independent of the presence of drainage elements.

Analysis and discussion of the results

The results obtained allow us to formulate an engineering criterion for the necessity of taking secondary consolidation into account: $\mu^* \geq 0.005$ (which is equivalent to $Ca/Cc \geq 0.10$). Even at $\mu^* = 0.005$, the increase in settlement ranges from 7 % for a thin layer ($R/H = 6.0$) to 198 per cent for a thick layer ($R/H = 0.5$); when μ^* is doubled to 0.01, this range expands to 55–438 %. It is evident from this that, for a significant proportion of real-world soil conditions, failing to take creep into

account leads to a substantial underestimation of design settlements.

The monotonous increase in η as R/H decreases is explained by the duration of primary consolidation: in a thick clay layer, the filtration of water is a protracted process; and creep, which, according to hypothesis *B*, occurs simultaneously with primary consolidation, has time to accumulate significant deformations.

The presence of drainage layers accelerates primary consolidation by a factor of 3–11, but has little effect on the final settlement in the presence of creep — the reduction is only 5–16 %.

CONCLUSION AND DISCUSSION

The creep behaviour of clayey soil can increase the final settlement of a slab foundation by a factor of 1.5–5.4. The greatest effect has been observed at low R/H ratios (deep layer) and high values of μ^* .

Filtration anisotropy ($k_x/k_y = 1–5$) has no significant effect on the final settlement over a 50-year period. The determining factors are the soil’s rheological properties.

The SSC model reproduces the effects of hypothesis *B*: the excess pore pressure exceeds the applied load, and the dissipation of pore pressure is slowed down. This effect is most pronounced at low R/H ratios and high μ^* values.

Sand interlayers, whilst accelerating initial consolidation by a factor of 3–11, reduce the final settlement by only 5–16 %. Horizontal drainage layers have no significant effect on the final settlement of foundations on creep soils.

Consideration of secondary consolidation is mandatory when $\mu^* \geq 0.005$ ($Ca/Cc \geq 0.10$), which is characteristic of soft organomineral clays, peaty soils, and silts. The use of the Soft Soil Creep (SSC) model or similar viscoplastic models is recommended.

REFERENCES

1. Ter-Martirosyan A.Z., Rud V.V., Shishkina P.V., Varosyan A.M. Two-dimensional consolidation of raft foundation subsoil considering soil permeability anisotrop. *Housing Construction*. 2026; 4:47-52. DOI: 10.31659/0044-4472-2026-4-47-52. EDN IWJMXR. (rus.).

2. Terzaghi K., Peck R. *Soil Mechanics in Engineering Practice*. Moscow, Gosstroyizdat, 1958; 608. (rus.).

3. Bjerrum L. Engineering Geology of Norwegian Normally-Consolidated Marine Clays as Related to Settlements of Buildings. *Géotechnique*. 1967; 17(2):83-118. DOI: 10.1680/geot.1967.17.2.83

4. Mesri G., Godlewski P.M. Time- and Stress-Compressibility Interrelationship. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*. 1977; 103(5):417-430. DOI: 10.1061/ajgeb6.0000421

5. Mesri G., Castro A. *Ca/Cc* Concept and K₀ During Secondary Compression. *Journal of Geotechnical Engineering*. 1987; 113(3):230-247. DOI: 10.1061/(asce)0733-9410(1987)113:3(230)
6. Ladd C.C., Foot R., Ishihara K., Schlosser F., Poulos H.G. Stress-Deformation and Strength Characteristics. *9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. 1977; 2.
7. Meshchyan S.R. *Mechanical Properties of Soils*. Moscow, Nedra, 1974; 191. (rus.).
8. Vyalov S.S. *Rheological Fundamentals of Soil Mechanics*. Moscow, Vysshaya Shkola, 1978; 447. (rus.).
9. Zaretskiy Yu.K. *Viscoplasticity of Soils and Structural Design*. Moscow, Stroyizdat, 1988; 352. (rus.).
10. Ter-Martirosyan A.Z., Sidorov V.V., Ermoshina L.Yu. Determination and verification of parameters of the soft soil model with account for creep. *Vestnik MGSU* [Proceedings of Moscow State University of Civil Engineering]. 2018; 13(6):(117):697-708. DOI: 10.22227/1997-0935.2018.6.697-708 (rus.).
11. Šuklje L. *Rheological Aspects of Soil Mechanics*. London, Wiley-Interscience, 1969; 571.
12. Vermeer P.A., Neher H.P. A Soft Soil Model that Accounts for Creep. *Beyond 2000 in Computational Geotechnics*. 1999; 249-261.
13. Yin J.-H., Graham J. Viscous-Elastic-Plastic Modelling of One-Dimensional Time-Dependent Behaviour of Clays. *Canadian Geotechnical Journal*. 1989; 26(2):199-209. DOI: 10.1139/t89-029
14. Leoni M., Karstunen M., Vermeer P.A. Anisotropic Creep Model for Soft Soils. *Géotechnique*. 2008; 58(3):215-226. DOI: 10.1680/geot.2008.58.3.215
15. Leroueil S. The Isotache Approach. Where Are We 50 Years After Its Development by Professor Šuklje? *Proc. 13th Danube-European Conf. on SMGE*. Ljubljana, 2006; 1:55-88.
16. Degago S.A., Nordal S., Grimstad G., Jostad H.P. Analyses Relative to the Uniqueness of the End-of-Primary Void Ratio–Effective Stress Relationship. *Canadian Geotechnical Journal*. 2011; 48(8):1268-1271.
17. Bhartiya P., Basu D., Chakraborty T. Time-Dependent Response of Rectangular Piled Rafts in Clayey Soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. 2022; 148(5). DOI: 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002758
18. Chen Z., Li P., Wu P., Yin J. Song D. Study of the one-dimensional consolidation and creep of clays with different thicknesses using different hypotheses and three elastic visco-plastic models. *Acta Geotechnica*. 2024; 19(11):7329-7347. DOI: 10.1007/s11440-024-02405-w
19. Potts D.M., Zdravkovic L. *Finite Element Analysis in Geotechnical Engineering: Volume One — Theory*. London, Thomas Telford, 1999; 440. DOI: 10.1680/feaiget.27534
20. Biot M.A. General Theory of Three-Dimensional Consolidation. *Journal of Applied Physics*. 1941; 12(2):155-164. DOI: 10.1063/1.1712886

Received April 13, 2026.

Adopted in revised form on April 29, 2026.

Approved for publication on May 3, 2026.

B I O N O T E S: **Armen Z. Ter-Martirosyan** — Doctor of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Geotechnics; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; SPIN-code: 9467-5034, Scopus: 35621133900, ResearcherID: Q-8635-2017, ORCID: 0000-0001-8787-826X; gic-mgsu@mail.ru;

Lyubov Yu. Romanenko — Candidate of Technical Sciences, Researcher, Scientific and Educational Center “Geotechnics” named after Z.G. Ter-Martirosyan (SEC “Geotechnics” named after Z.G. Ter-Martirosyan); **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 991280, Scopus: 57205215830, ResearcherID: AGV-6847-2022, ORCID: 0000-0003-1522-320X; lyubov.ermoshina1801@mail.ru;

Victoria V. Rud — Candidate of Technical Sciences, Researcher, Scientific and Educational Center “Geotechnics” named after Z.G. Ter-Martirosyan (SEC “Geotechnics” named after Z.G. Ter-Martirosyan); **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 992433, Scopus: 58295443600, ResearcherID: MCK-3917-2025, ORCID: 0000-0003-0596-336X; victoriadll@yandex.ru;

Polina V. Shishkina — student; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 1318761, Scopus: 58295443600, ORCID: 0009-0003-4531-4249; pshishkina638@gmail.com.

Contribution of the authors: all authors contributed equally to the publication.

The authors declare no conflicts of interest.