

Министерство образования и науки Российской Федерации
Тверской государственной технической университет

Б.А. Федоров

**ИСЧИСЛЕНИЕ ОБЪЕМА
ЗЕМЛЯНЫХ РАБОТ
ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ НАСЫПЕЙ ДОРОГ
НА ТОРФЯНОМ ОСНОВАНИИ**

Монография

Издание 1-е

Тверь 2013

УДК 622.33: 624.13: 625.7 (075.8)
ББК 26.343

Федоров, Б.А. Исчисление объема земляных работ при проектировании насыпей дорог на торфяном основании: монография. Тверь: ТвГТУ, 2013. 240 с.

Приведены теоретико-статистическое обоснование методики расчета объема земляных работ при возведении насыпей дорог на болотах и сам метод расчета. Разработана методика расчета толщины насыпного слоя с использованием как данных компрессионных испытаний, так и материалов натурного обследования насыпных сооружений на болотах.

Осуществлен вывод обобщенного уравнения компрессии и консолидации слабых грунтов. Содержит материалы теоретико-статистических исследований компрессионных свойств торфа, деформационных свойств торфяного основания под насыпями дорог, а также материалы по назначению высоты насыпи железных дорог по условию прочности верхнего строения. Обоснован алгоритм назначения конструкции автодорог на болотах при безвыторфовочном методе проектирования. Осуществлена оценка расчетной глубины деформирования для модели конечной толщины.

Может быть полезна для инженерно-технических, научно-педагогических работников и студентов высших учебных заведений.

Рецензенты: доктор технических наук профессор кафедры «Строительство и эксплуатация автомобильных дорог» Московского автомобильно-дорожного института (технического университета) В.П. Носов; доктор технических наук профессор В.И. Горячев.

ISBN 978-5-7995-0675-9

© Тверской государственный
технический университет, 2013
© Федоров Б.А., 2013

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение.....	5
1. Разработка и обоснование способа расчета объема земляных работ.....	7
1.1. Анализ способов расчета.....	7
1.2. Методика исчисления объема земляных работ при возведении насыпей на болотах.....	10
1.3. Статистическо-экспериментальное обоснование.....	15
1.4. Обоснование основных параметров очертания подземной части насыпи	21
2. Расчет толщины насыпного слоя и величины конечной осадки насыпей дорог на болотах.....	28
2.1. Механизм деформирования торфяных залежей под насыпями дорог.....	28
2.2. Общая характеристика методов расчета конечных осадок насыпных сооружений на болотах.....	33
2.3. Определение конечной толщины насыпного слоя дорог на болотах на основе результатов компрессионных испытаний	38
2.4. Определение конечной толщины насыпного слоя по свойствам торфяной залежи в результате натурного обследования насыпей на болотах.....	45
2.5. Расчет высоты насыпи на болоте по требуемой мощности отсыпки.....	46
2.6. Расчет осадок по контуру насыпей сложного очертания	48
2.7. Обоснование методики расчета толщины насыпного слоя и величины конечных осадок насыпей дорог на болотах	51
2.8. Экспресс-оценка величины конечной осадки насыпей дорог на болотах	56
3. Назначение толщины насыпного слоя железных дорог на болотах по условию прочности верхнего строения	59
3.1. Основные зависимости модели упругого основания (модель В.З. Власова для плоского напряженного состояния) с двумя характеристиками.....	60
3.2. Зависимости расчета напряжений и деформации в элементах верхнего строения железнодорожных путей на основании модели В.З. Власова	62
3.3. Влияние функции вертикального распределения перемещений на упругие характеристики основания	68
3.4. Определение деформационных характеристик многослойного линейно-деформируемого грунтового основания	70
3.5. Параметры проектирования земляного полотна железных дорог на болотах.....	82

4. Выбор рациональной конструкции автодорог с нежесткими дорожными одеждами на болотах	88
4.1. Алгоритм выбора рациональной конструкции автодорог с нежесткими дорожными одеждами на болотах по критерию строительных затрат.....	88
4.2. Обоснование параметров автодорожных конструкций.....	93
5. Деформационные свойства органоминеральных грунтов	102
5.1. Теоретические предпосылки оценки деформационных свойств торфа и торфяных залежей	110
5.1.1. Общие физические и теоретические предпосылки процесса одномерного уплотнения торфа.....	110
5.1.2. Обобщенное уравнение компрессионного уплотнения для условной стабилизации	114
5.1.3. Обобщенное уравнение процесса компрессионного уплотнения органоминеральных грунтов во времени	128
5.1.4. Определение расчетных параметров обобщенной кривой компрессии для слоистой торфяной залежи при одномерном уплотнении.....	151
5.2. Построение статистических моделей оценки деформационных свойств органоминеральных грунтов от физико-технических свойств.....	153
5.2.1. Статистические модели оценки деформационных свойств торфа.....	153
5.2.2. Оценка компрессионных параметров по степенной зависимости от основных общетехнических свойств торфа.....	155
5.2.3. Статистический анализ параметров компрессии слабых глинистых грунтов.....	162
5.2.3.1. Параметры дробно-линейной компрессионной зависимости....	162
5.2.3.2. Параметры степенной компрессионной зависимости	168
5.3. Деформационные свойства торфяных залежей.....	171
5.3.1. Определение модуля общей деформации по результатам натурного обследования насыпей дорог на болотах	171
5.3.2. Установление величины коэффициента поперечного расширения торфяного основания под насыпями дорог.....	179
5.3.3. Алгоритм расчета модуля общей деформации под насыпями сложного очертания	186
5.3.4. Анализ деформационных свойств торфяного основания под насыпями дорог методом главных компонент	192
5.4. Упругие деформационные характеристики торфа	204
6. Оценка расчетной глубины деформирования торфяного основания под насыпями дорог для модели конечной толщины.....	207
7. Характеристика проектируемых объектов.....	224
7.1. Оценка прочностных свойств.....	224
7.2. Результаты расчета объемов земляных работ по объектам.....	229
Библиографический список.....	230

ВВЕДЕНИЕ

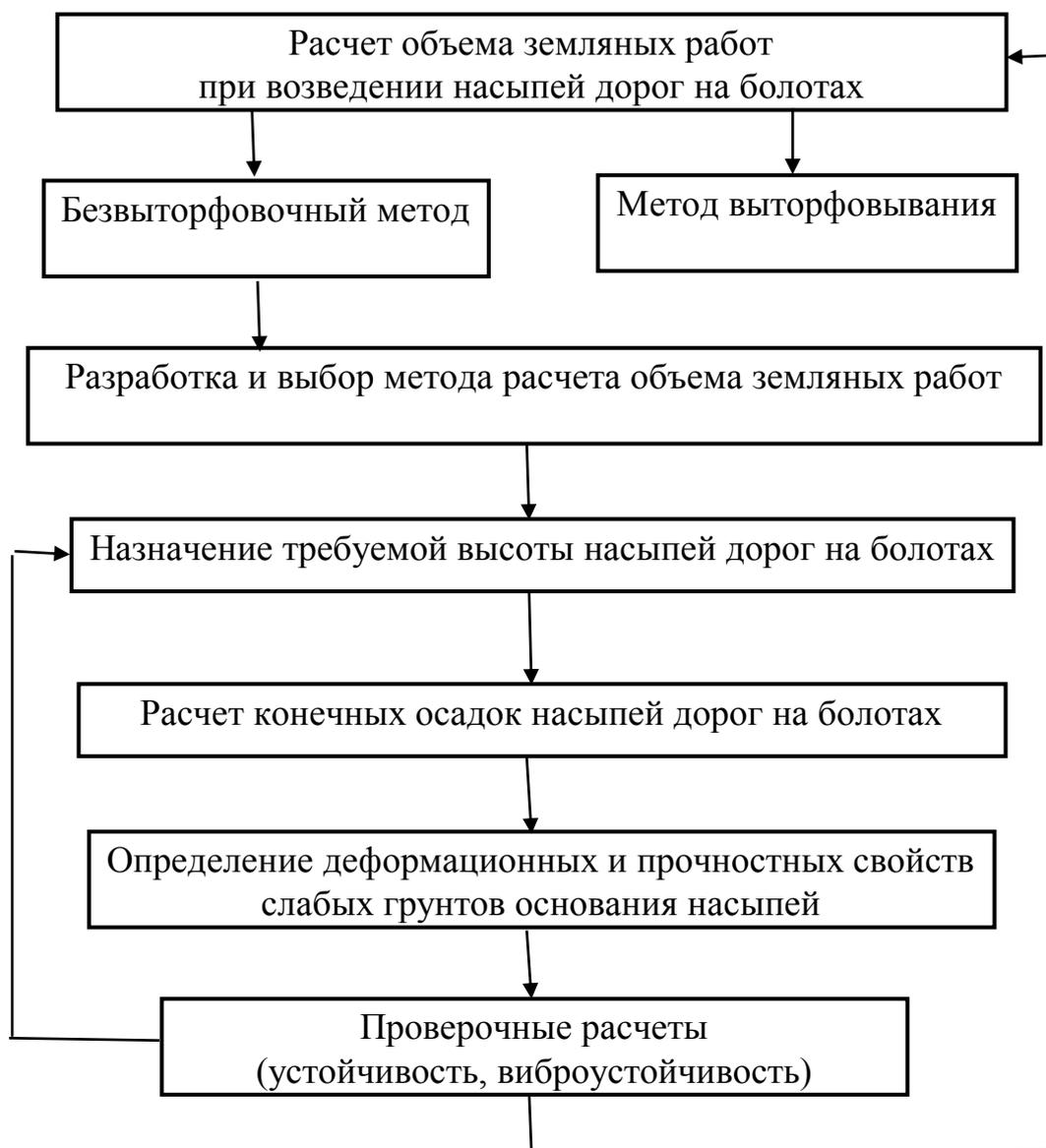
Определение объемов земляных работ при возведении насыпей дорог на торфяном основании – важная экономическая задача. Основной проблемой, стоящей перед народным хозяйством, является программа повышения эффективности и качества работы всех его звеньев как основного принципа конкурентоспособности при рациональном расходовании материальных ресурсов, снижении трудовых и энергетических затрат, соблюдении требований охраны окружающей среды. В этих условиях организация работы промышленного транспорта теснейшим образом связана с развитием сети дорог, которое будет зависеть от расчета оптимизированных схем их размещения, правильного технико-экономического выбора основных параметров проектируемых дорог в целом и принятия отдельных конструктивных решений в частности. Это положение непосредственно связано с проектированием и строительством дорог на болотах как основной составляющей некоторых видов промышленного транспорта. При этом требуется комплексный учет сложных природно-климатических и инженерно-геологических условий, а также нахождение и развитие экономически и технически эффективных методов проектирования автомобильных и железных дорог на болотах. С точки зрения ресурсосберегающих технологий проектирования дорог на торфяном основании и требований рационального природопользования наиболее приемлемым должен быть безвыторфовочный способ строительства дорог. В этом случае одним из основных факторов, определяющих эффективность проектного решения дороги на болоте, является объем минерального грунта, необходимого для возведения ее земляного полотна. Правильное определение этой величины возможно только при комплексном подходе к проектированию дорог на торфяном основании. Комплексность подхода обусловлена необходимостью учета особенностей деформирования торфяных грунтов, строения торфяной залежи, конструктивных и эксплуатационных параметров дороги. Актуальность учета этих факторов на всех этапах проектирования и строительства очевидна.

Определение объемов минерального грунта сводится к решению задачи назначения минимально необходимой по условию прочности толщины насыпного слоя, обеспечивающего минимум приведенных затрат на строительство и эксплуатацию дороги при соблюдении требований прочности, надежности и охраны окружающей среды. Дифференциация этой задачи непосредственно связана с исчислением параметров пространственного распределения земляных масс как выше, так и ниже дневной поверхности болота. Особенно это актуально для болот малой глубины, так как до

последнего времени нормативными документами на них предусматривалось выторфовывание.

Комплексный подход к расчету объема минерального грунта насыпи дороги на болоте предполагает решение задач, представленных на рисунке.

В течение ряда десятилетий в ТГТУ (КПИ) на кафедре «Автомобильный (промышленный) транспорт» проводились исследования по разработке, обоснованию и внедрению основ безвыторфовочного способа проектирования промышленных дорог на болотах, которые в части железных дорог колеи 750 мм промышленного транспорта вошли в СНиП 2.05.07-91 и СНиП 2.05.07-91* «Промышленный транспорт». Материалы исследований апробированы при проектировании Заонежской и Мезенской лесовозных железных дорог широкой колеи. Вдохновителем этих исследований был А.С. Королев, совместно с которым работал и автор. В монографии приведены основные результаты исследований.



Структура расчета объема земляных работ

1. РАЗРАБОТКА И ОБОСНОВАНИЕ СПОСОБА РАСЧЕТА ОБЪЕМА ЗЕМЛЯНЫХ РАБОТ

1.1. Анализ способов расчета

В историческом аспекте вопросу разработки методики исчисления объема земляных работ при строительстве дорог на болотах посвящены исследования К.С. Ордуянца, К.П. Лундина, И.И. Канатова, А.А. Ткаченко, А.С. Королева и др. [34, 37, 55, 64, 80, 86, 87].

К.С. Ордуянц в своих работах ограничился исследованием геометрии подземной части насыпей, т. е. ниже поверхности болота, не предлагая математизации очертания поперечных профилей, поэтому методики не было предложено.

Одна из первых попыток подсчета объемов грунта по предложенным математическим выражениям была дана К.П. Лундиным [55]. Он исходил из понятия коэффициента погружения (отношение площади погружения насыпи в торф F к дневной площади F_0), т. е. определялась доля площади поперечного сечения насыпи ниже уровня болота от поперечного сечения выше его уровня. Коэффициент погружения для трех интервалов проектных высот насыпей h , значения величин осадки от глубины болота T (в обозначении К.П. Лундина) по данным обследования 40 сечений поперечных профилей приведены в табл. 1.1 [55].

Определение общего объема земляных работ Q на 1 пог. м, потребного для возведения насыпи с проектным объемом Q_0 (выше уровня болота) и учетом погружения ее в торф, предлагается проводить по выражению [55]

$$Q = Q_0 \left(1 + \frac{F}{F_0}\right).$$

Методика не нашла широкого применения из-за ее недостаточного статистического обоснования и малой вариации высот насыпей и глубин болот.

Таблица 1.1. Коэффициент погружения насыпи

Высота насыпи над поверхностью болота h	Осадка торфа S , м	Коэффициент погружения насыпи F/F_0
1,45–1,75	0,49 T	0,45
1,85–2,15	0,50 T	0,45
2,35–2,65	0,52 T	0,28

И.И. Канатов [34], используя предложение профессора М.М. Прото-дьяконова о подсчете объемов земляных работ выше поверхности болот Q по рабочим площадям продольного профиля, представил выражение

$$Q = b\Omega_1 + n \frac{\Omega_1^2}{L} + \Delta Q, \quad (1.1)$$

где b – ширина насыпи поверху, м;

$$\Omega_1 = L \frac{H_1 + H_2}{2} \quad \text{– рабочая площадь продольного профиля на участ-$$

ке длиной L с проектными высотами насыпи H_1 в начале участка и H_2 в конце участка, м^2 ;

n – показатель крутизны откосов насыпи;

ΔQ – призматoidalная поправка (обычно менее 0,5% общих объемов работ [34]), м^3 .

Объем земляных работ в нижней части насыпи Q_s в случае ее возведения без выторфовывания предлагается рассчитывать по выражению

$$Q_s = \frac{2}{3} b\Omega_s + \frac{4}{3} n \frac{\Omega_1 \cdot \Omega_s}{L}, \quad (1.2)$$

где $\Omega_s = L \cdot \frac{S_1 + S_2}{2}$ – рабочая площадь продольного профиля осадки на участке L с осадкой S_1 в начале участка и S_2 в конце участка, м^2 .

Для удобства дальнейшего сравнения и сопоставления результатов выразим объемы земляных работ по выражениям (1.1) и (1.2) на один погонный метр, т. е. примем $L = 1$ м, а ввиду незначительного различия высот насыпей и осадок в начале и конце участка – $S_1 = S_2$, $H_1 = H_2$, призматoidalную поправку в связи с ее малостью – равной нулю. Из выражений (1.1) и (1.2) при соблюдении вышеизложенного получим объемы земляных работ на 1 погонный метр с высотой насыпи H и осадкой S в середине участка длиной $L = 1$ м:

$$Q = (bH + nH^2)L = H(b + nH)L;$$

$$Q_s = \frac{2}{3} bSL + \frac{4}{3} nSHL = \frac{2}{3} S(b + 2nH)L.$$

В связи с тем, что методика исчисления объема земляных работ выше поверхности болота у всех авторов одинакова, остановимся на подземной части насыпи. В исследованиях [37, 80, 86] площадь фактического очертания подземной части поперечного сечения насыпи заменяется эквивалентной ей прямоугольной со сторонами равными ширине насыпи по низу B и средней осадке S_{cp} :

$$Q_{n.ч} = S_{cp} B L.$$

А.А. Ткаченко [86] предлагает принимать

$$S_{cp} = 0,83 \cdot S,$$

где S – осадка насыпи по оси, м.

В ряде работ [34, 64, 86] отсутствует теоретическое обоснование расчета объемов земляных работ $Q_{п.ч}$ ниже уровня болота, но отмечается параболическое очертание подземной части насыпи.

А.С. Королев, приняв в соответствии с исследованиями геометрическое очертание подземной части насыпи параболической формы, теоретически доказал, что объемы земляных работ $Q_{п.ч}$ ниже уровня болота можно определять по выражению [37] при $L = 1$ м:

$$Q_{п.ч} = \frac{n}{n+1} SBL = S_{cp}BL,$$

где n – порядок параболы.

Приняв по результатам исследования $n = 2$, получили [37]

$$S_{cp} = \frac{2}{3} S.$$

В работе [87] геометрическое очертание подземной части насыпи предлагается описывать экспонентой вида

$$S = S_0 \cdot e^{-0,65\left(\frac{L}{b}\right)^{2,65}}, \quad (1.3)$$

где S – осадка на расстоянии L от оси насыпи; b – полуширина насыпи понизу с учетом осадки торфа по краям насыпи (S_1), которую предлагается принимать больше, чем проектная, и равной

$$2b = b_0 + 2m_1(h + S_1), \quad (1.4)$$

где b_0 – ширина насыпи по верху;

m_1 – крутизна откоса насыпи в период отсыпки грунта,

$$m_1 = \frac{(h_H + S_1)m_2}{h_H + S_2}; \quad (1.5)$$

m_2 – проектная крутизна откоса; h_H – проектная высота насыпи над поверхностью болота; S_1 – осадка торфа у основания откоса; S_2 – осадка под бровкой; S_0 – осадка по оси насыпи.

Анализируя совместно уравнения (1.3)–(1.5), можно сделать вывод о невозможности точного определения объемов грунта насыпи из-за неизвестности величины b .

Анализ рассмотренных методов показывает, что нет материалов по результатам сравнения фактических данных с расчетными, поэтому были проведены широкомасштабные комплексные исследования по совершенствованию и обоснованию метода расчета объемов земляных работ. Результаты исследований приведены ниже.

1.2. Методика исчисления объема земляных работ при возведении насыпей на болотах

Расчет объема земляных работ V при возведении насыпей дорог на болотах может быть осуществлен по выражению

$$V = \sum_L [0,5(F_i + F_{i+1}) + \Delta F_{np}] \ell_i ,$$

где F_i, F_{i+1} – соответственно общие площади соседних поперечных сечений насыпей участка дороги длиной ℓ_i ;

ΔF_{np} – площадь сливной призмы [75].

Точность определения площади поперечного сечения подземной части насыпи и соответственно объема грунта ее на болотах зависит от правильности выбора вида ее геометрии как в стабилизированном состоянии, так и в процессе консолидации торфяного основания.

Предположим, что контур подземной части насыпи и в процессе консолидации, и в стабилизированном состоянии имеет параболическое очертание, что для условий стабилизации отмечали К.С. Ордуянц (1946), И.И. Канатов (1961), А.А. Ткаченко (1963), А.С. Королев (1966) [64, 34, 86, 37]. Количественно это можно представить зависимостью в соответствии с расчетной схемой (рис. 1.1):

$$S_{x,t} = S_K \cdot U [1 - (2x/B)^n] , \quad (1.6)$$

где $S_{x,t}$ – осадка насыпи на расстоянии x от оси для момента времени t ;

S_K – осадка по оси насыпи в стабилизированном состоянии;

$U = S_0(t)/S_K$ – степень консолидации;

B – ширина насыпи по низу;

n – порядок параболы.

Для условия стабилизации ($U = 1$) зависимость (1.6) совпадает с математической формулировкой А.С. Королева [37].

Площадь поперечного сечения подземной части насыпи $F_{n,ч}^{(t)}$ получим в виде интеграла на любой момент времени консолидации

$$F_{n,ч}^{(t)} = 2 \int_0^F dF = 2 \int_0^{B/2} S_{x,t} dx . \quad (1.7)$$

После подстановки в интеграл (1.7) величины $S_{x,t}$ из (1.6) его решение может быть представлено в виде

$$F_{n,ч}^{(t)} = 2S_K U \int_0^{B/2} [1 - (2x/B)^n] = 2S_K U \left[\frac{B}{2} - \left(\frac{2}{B} \right)^n \frac{B^{n+1}}{(n+1)2^{n+1}} \right] .$$

В окончательном виде получим выражение

$$F_{n.ч}^{(t)} = BS_K U \frac{n}{n+1} . \quad (1.8)$$

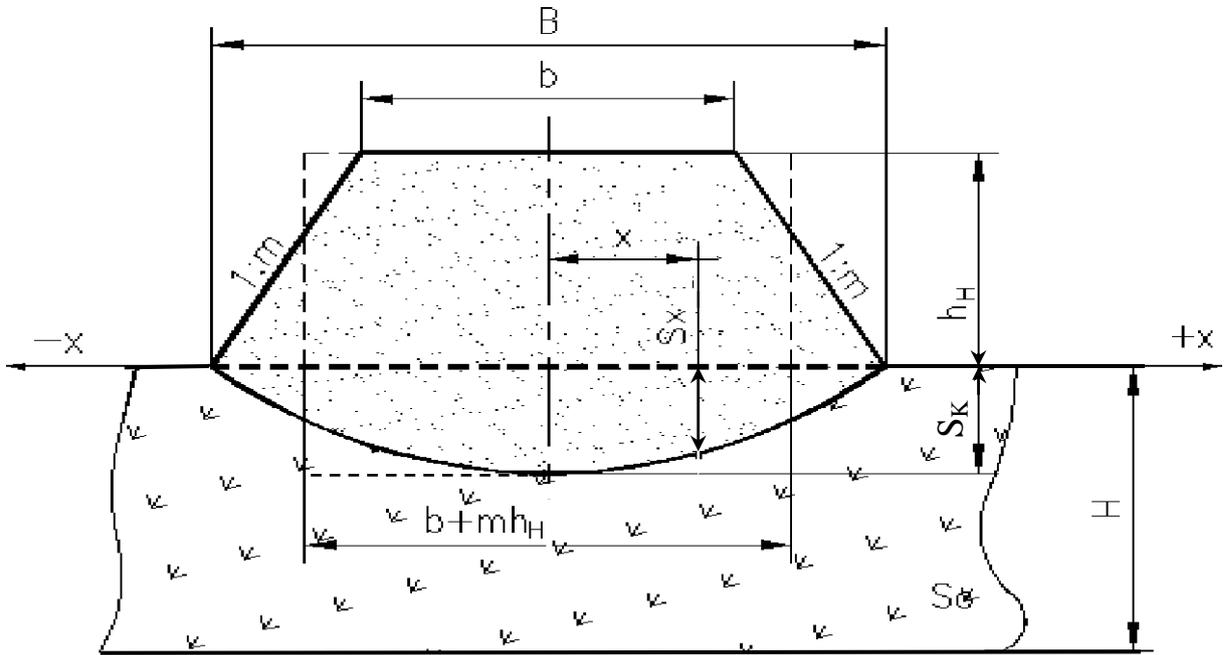


Рис.1.1. Расчетная схема

Величина показателя n , характеризующего тип параболического уравнения (1.6), может быть определена в зависимости от параметров геометрии насыпи при соблюдении нижеследующих теоретических предпосылок и допущений, а экспериментально подтверждена сравнением с опытными данными.

Общая площадь поперечного сечения насыпи ($F = \text{const}$) складывается из трапецидальной наземной части $F_{n.ч}^{(t)}$ и параболической подземной части $F_{n.ч}^{(t)}$, т. е.

$$F = F_{n.ч}^{(t)} + F_{n.ч}^{(t)} . \quad (1.9)$$

Площадь трапецидальной наземной части насыпи $F_{n.ч}^{(t)}$ для момента времени $t = \text{const}$ (при заложении откосов m , высоте насыпи h_H , ширине основной площади земляного полотна b , ширине насыпи по низу B , степени консолидации U) может быть определена по выражению

$$F_{n.ч}^{(t)} = (b + B)[h_H + S_K(1 - U)] / 2 . \quad (1.10)$$

С другой стороны, если представить всю общую площадь поперечного сечения в виде прямоугольника высотой $(h_H + S_K)$ и шириной B' , то получим:

$$F = B' (h_H + S_K) . \quad (1.11)$$

Принимая $F = \text{const}$ и приравняв выражения (1.11) и (1.9) с учетом (1.8) и (1.10), получим соотношение

$$B'(h_H + S_K) = (b + B)[h_H + S_K(1 - U)]/2 + \frac{n}{n+1}BS_KU. \quad (1.12)$$

Решая (1.12) относительно n , получим:

$$n = \frac{(b + B)S_KU - (h_n + S_K)(b + B - 2B')}{(B - b)S_KU - (h_n + S_K)(2B' - b - B)}. \quad (1.13)$$

Примем, что в процессе консолидации $B = \text{const}$ и $B' = \text{const}$ и для любого момента времени они равны ($B = B'$):

$$B = b + 2m_t [h_n + S_K(1 - U)]; \quad (1.14)$$

$$B' = b + m_t [h_n + S_K(1 - U)]. \quad (1.15)$$

Подставляя (1.14) и (1.15) в (1.13), получим зависимость порядка параболы n от параметров геометрии насыпи:

$$n = 1 + \frac{b}{m_t [h_n + S_K(1 - U)]}. \quad (1.16)$$

Подставив выражение (1.14) и (1.16) в (1.8), получим окончательную зависимость для расчета $F_{н.ч}^{(t)}$ в момент времени t консолидации:

$$F_{н.ч}^{(t)} = \{b + m_t [h_n + S_K(1 - U)]\} / S_KU.$$

Площадь поперечного сечения насыпи выше уровня болота $F_{н.ч}^{(t)}$ до отметки бровки земляного полотна в соответствии с выражениями (1.10), (1.14) определяется по формуле

$$F_{н.ч}^{(t)} = \{b + m_t [h_n + S_K(1 - U)]\} [h_n + S_K(1 - U)].$$

В итоге общая площадь поперечного сечения насыпи в момент времени t составит

$$F = F_{н.ч}^{(t)} + F_{н.ч}^t = \{b + m_t [h_n + S_K(1 - U)]\} (h_n + S_K) \quad (1.17)$$

Для стабилизированного состояния при $U = 1$ и проектной величине заложения откоса насыпи $m_t = m$ зависимость (1.17) преобразуется в формулу, опубликованную ранее [44, 75, 92, 110]:

$$F = (b + m h_n)(h_n + S_K) \quad \text{при} \quad n = 1 + \frac{b}{mh_H}. \quad (1.18)$$

Принимая во внимание допущение о постоянстве параметра параболы n на всем интервале процесса уплотнения торфяного основания, из выражений (1.18) и (1.16) получим зависимость изменения величины за-

ложения откоса насыпи от степени консолидации, которая пригодна при многоэтапной отсыпке:

$$m_t = m \frac{h_n}{h_n + S_K(1-U)} . \quad (1.19)$$

Анализ выражения (1.19) показывает, что при возведении насыпей на болотах величина заложения откосов в момент отсыпки $m_{стр}$ (строительное заложение) должна быть больше проектной величины m :

$$m_{стр} = m_{t=0} = m \frac{h_n}{h_n + S_K} . \quad (1.20)$$

При быстрой отсыпке для проверочного расчета насыпи на устойчивость величину заложения откоса следует принимать по выражениям (1.19) или (1.20).

Уположение откосов насыпи после их стабилизации объясняется изменением конфигурации поперечного сечения насыпи за счет консолидации торфяного основания под насыпью.

Градиент изменения откоса m_a в любой точке x (рис. 1.2) для условий законченной консолидации

$$\frac{dS}{dx} = m_a = -\frac{2nS_K}{B} \left(\frac{2x}{B} \right)^{n-1} ,$$

где $n-1 = \frac{b}{mh_n} .$

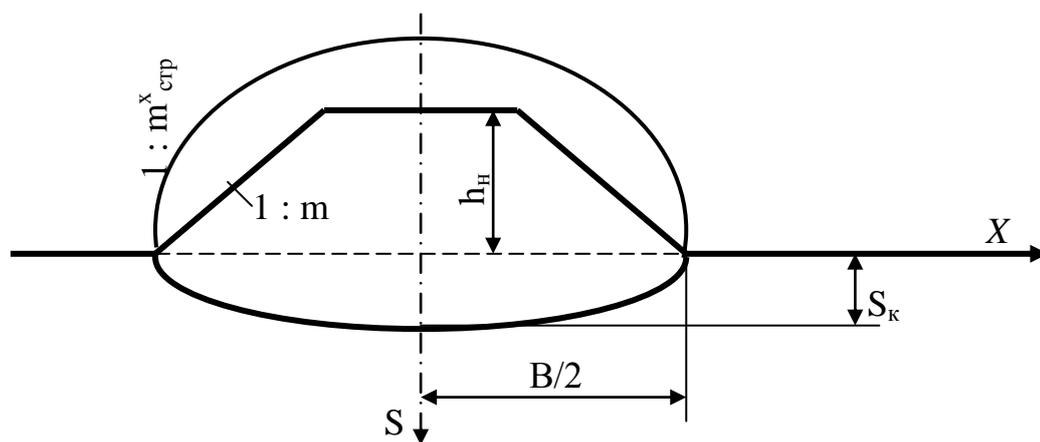


Рис. 1.2. Схема определения строительного заложения откоса

Для кромки откоса, т. е. $x = B/2$, получим:

$$m_a = -\frac{2nS_K}{B} , \quad (1.21)$$

а для $x = 0$ $m_a = 0$.

При быстрой отсыпке (теоретически мгновенной) и отсыпке земляно-

го полотна методом «перегруза» для соблюдения проектного очертания земляного полотна после стабилизации осадки торфяного основания необходимо производить заложение откоса с учетом конечной осадки насыпи.

Дополнительное значение m_{cp}^S за счет осадки основания

$$m_{cp}^S = \frac{S_x}{B/2 - x} = \frac{2S_\kappa \left[1 - \left(\frac{2x}{B} \right)^n \right]}{B - 2x}.$$

Величина строительного заложения откоса $m_{СТР}^X$ при быстром возведении насыпей

$$m_{СТР}^X = m + \frac{2S_\kappa \left[1 - \left(\frac{2x}{B} \right)^n \right]}{B - 2x}.$$

Строительная величина откоса $m_{СТР}^X$ будет величиной переменной. После консолидации ее величина станет постоянной и равной проектному значению m .

Для различной степени консолидации необходимо учитывать время отсыпки насыпи, т. е. степень консолидации. В этом случае

$$m_{СТР}^{x,t} = m + \frac{S_\kappa U \left[1 - \left(\frac{2x}{B} \right)^n \right]}{B - 2x}. \quad (1.22)$$

Для кромки откоса выражение (1.21) в этом случае переписывается в виде

$$m_a = -2n S_\kappa U / B.$$

Следовательно, при возведении насыпей на торфяном основании строительное заложение откосов должно быть больше проектной величины, т. е. $m_{СТР}^{x,t} > m$.

За исключением нелинейной составляющей в выражении (1.22) величина $m_{СТР}^{x,t}$ может быть приближенно определена из соотношений (1.18) и (1.19), полученных ранее.

Для насыпей с пригрузочными бермами фактическое очертание приводится к условному профилю нормального вида с приведенным заложением откосов

$$m_{np} = m + \sum_{i=1}^2 (h_{\bar{b}i} \cdot L_{\bar{b}i} / h_H^2),$$

где $h_{\bar{b}i}$, $L_{\bar{b}i}$ – соответственно высота и ширина пригрузочных берм.

Полученные зависимости позволяют рассчитать площади поперечных сечений насыпей дорог на торфяных месторождениях по известной толщине насыпного слоя, геометрическим параметрам насыпи при параболическом очертании ее подземной части. Критерием достоверности расчетов должно служить соответствие фактических и расчетных данных. Толщина насыпного слоя должна быть величиной рациональной, удовлетворяющей требованиям надежности, прочности и экономичности дорожной конструкции.

1.3. Статистическо-экспериментальное обоснование

Для обоснования возможности применения способов расчета объема земляных работ и толщины насыпного слоя проведем сравнение фактических данных, полученных по результатам натурного обследования насыпей автодорог и железных дорог узкой и нормальной колеи на болотах с расчетными данными.

Сравнение фактических площадей сечений поперечных профилей, полученных по результатам натурного обследования насыпей железных дорог нормальной колеи – 129 поперечников (из них 92 – с пригрузочными бермами), насыпей автодорог – 16, насыпей дорог узкой колеи – 87, произведено с результатами их расчета по ряду методов. Сравнение производилось по полным площадям поперечных сечений, т. е.

$$F = F_{н.ч} + F_{п.ч},$$

где $F_{н.ч}$ – площадь поперечного сечения насыпи выше уровня болота, которая принималась одинаковой для всех рассматриваемых методов:

$$F_{н.ч} = (b + mh_H)h_H;$$

$F_{п.ч}$ – площадь поперечных сечений насыпей ниже уровня болота, определение которой осуществлялось по методам:

1) метод Б.А. Федорова, А.С. Королева [44]: $F_{п.ч} = (b + mh_H)S_K$;

2) метод И.И. Канатова, А.С. Королева [34, 37]: $F_{п.ч} = \frac{2}{3}(B \cdot S_K)$;

3) метод А.А. Ткаченко [86]: $F_{п.ч} = 0,83 \cdot B \cdot S_K$;

4) метод К.П. Лундина [55]: $Q = Q(1 + F_{п.ч.}/F_{н.ч.})$;

5) метод Г.Г. Тришина [87]: $F_{п.ч.} = 2 \int_0^{B/2} S_x dx$.

Расчет по методу К.П. Лундина произведен только для интервала высот насыпей $1,2 \leq h_H \leq 2,9$ м. Для возможности реализации расчета на ПЭВМ коэффициент погружения $F_{п.ч.}/F_{н.ч}$ по результатам табл. 1.1 представлен в виде

$$F_{п.ч.}/F_{н.ч.} = (0,7 - 0,17h_H) H_6 .$$

В методе Г.Г. Тришина величина b принята по проектному очертанию, а значения осадок S_1 и S_2 получены по выражению (1.3) для проектной ширины насыпи понизу B . Это допущение несколько уменьшает расчетное значение площади по сравнению с площадью, определенной по предложенному алгоритму в [87].

Результаты сравнения фактических и расчетных значений представлены на рис. 1.3 только для метода 1.

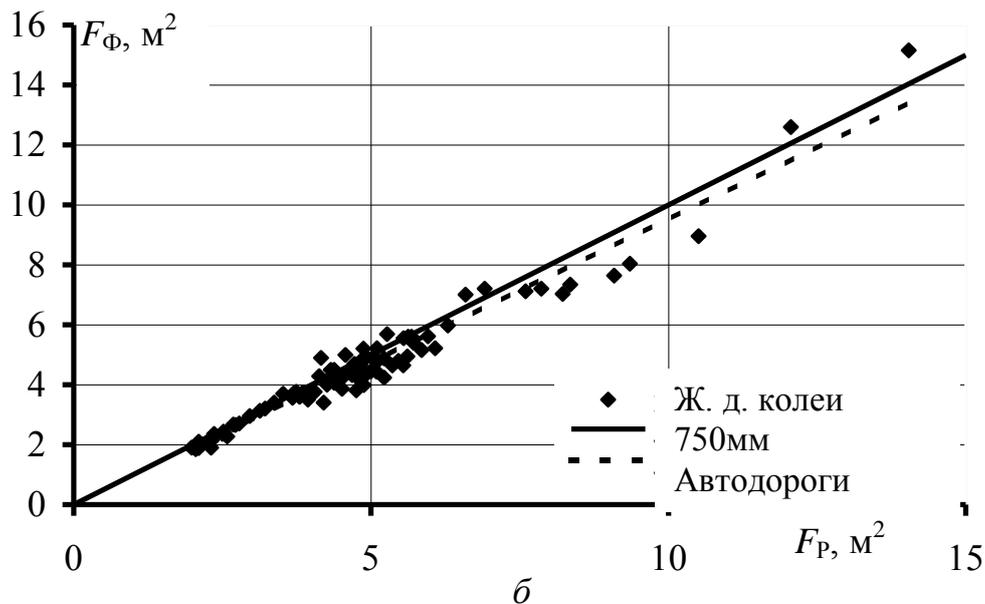
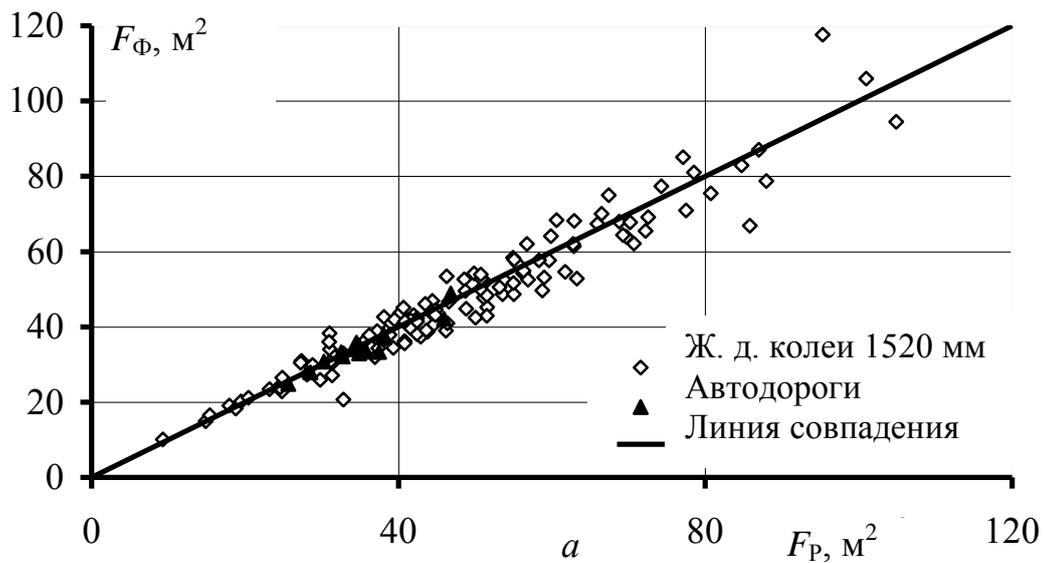


Рис. 1.3. Сравнение по методу 1 фактических площадей поперечных сечений насыпей с расчетными:
 a – автодороги и железные дороги колеи 1520 мм;
 $б$ – железные дороги колеи 750 мм

Не прилагая графиков сравнения для остальных методов, следует отметить:

1) по поперечным профилям железнодорожной колеи 1520 мм:

для методов 1 и 2 точки группируются вдоль линии абсолютного совпадения;

методов 3 и 5 – точки в основной своей массе располагаются выше линии абсолютного совпадения;

метода 4 – наблюдается характерная точка перелома примерно в районе $F_{\phi} = 70 \text{ м}^2$. До этой точки данные графика расположены в основной своей массе выше линии абсолютного совпадения, а после точки перелома – ниже линии абсолютного совпадения. Причем указанные характерные особенности расположения данных на графиках наблюдаются как в случае без берм, так и с бермами, и соответственно при их совместном рассмотрении.

2) по данным поперечных профилей железных дорог колеи 750 мм:

для методов 1 и 2 точки также группируются вдоль линии абсолютного совпадения;

методов 3 и 5 – точки располагаются выше линии абсолютного совпадения;

3) по автодорогам:

для методов 1, 2, 3 наблюдается группировка точек вдоль линии абсолютного совпадения, а для остальных методов – выше линии абсолютного совпадения.

Дальнейшим этапом анализа полученных данных является статистический анализ, который показал:

1) каждый из параметров (F_{ϕ} или F_p) в интервалах другого параметра имеет распределение, достоверно не отличающееся от нормального;

2) по данным регрессионного анализа зависимостей $F_{\phi} = f(F_p)$ можно сделать выводы:

а) во всех случаях и для всех рассмотренных методов данная зависимость имеет место (так как по критерию Фишера показатели тесноты связи r и η достоверно отличаются от нуля);

б) исследуемые зависимости имеют прямолинейную зависимость для всех методов по данным поперечных профилей автодорог и железных дорог колеи 1520 мм как в случае с бермами и без берм, так и при совместном их рассмотрении, а для железных дорог колеи 750 мм – только для метода 1. В остальных случаях зависимости должны иметь криволинейный характер. Данный вывод следует из сравнения эмпирических и стандартных значений критерия Фишера криволинейности.

в) условные дисперсии в соответствии с соотношением эмпирического и стандартного критерия Бартлета однородности дисперсии вдоль линии регрессии по профилям железных дорог колеи 1520 мм для

методов 1, 2, 3, 5 (в случае без берм), для методов 1, 3 (в случае с бермами) и по автодорогам (для всех методов) с вероятностью $p = 0,95$ достоверно не различаются между собой. В остальных же случаях дисперсии неоднородны вдоль линии регрессии и имеют тенденцию к увеличению с ростом параметров F_ϕ и F_p . А для установления доверительных пределов необходимо знать зависимость среднеквадратического отклонения σ_{F_ϕ} от F_p ;

г) проверка коэффициентов регрессионного уравнения $F_\phi = A + B F_p$ на достоверность равенств $A = 0$ и $B = 1$ на основе сравнения эмпирических и стандартных значений критерия Стьюдента при вероятности $p = 0,95$ показала, что линия регрессии может проходить через начало координат, т. е. $A = 0$, в следующих случаях:

по железным дорогам колеи 1520 мм для всех методов как в случаях с бермами и без берм, так и при совместном их рассмотрении;

железным дорогам колеи 750 мм только для метода 1;

автодорогам для методов 1, 2, 4.

Коэффициент B значимо не отличается от 1: по данным железных дорог нормальной колеи в случае без берм – для методов 1, 4; с бермами – только для метода 1; при совместном рассмотрении – только для метода 1; по данным узкоколейных железных дорог – только для метода 1; по автодорогам – для методов 1 и 2. Зависимости $F_\phi = f(F_p)$ линейного вида для сравниваемых методов расчета приведены для железных дорог нормальной и узкой колеи на рис. 1.4.

Проведенный статистический анализ показал, что наилучшее соответствие фактических данных с расчетными дает метод 1, по которому прогнозирование доверительных границ для F_ϕ производится по неравенству

$$F_p - t\sigma_{F_\phi} \leq F_\phi \leq F_p + t\sigma_{F_\phi} .$$

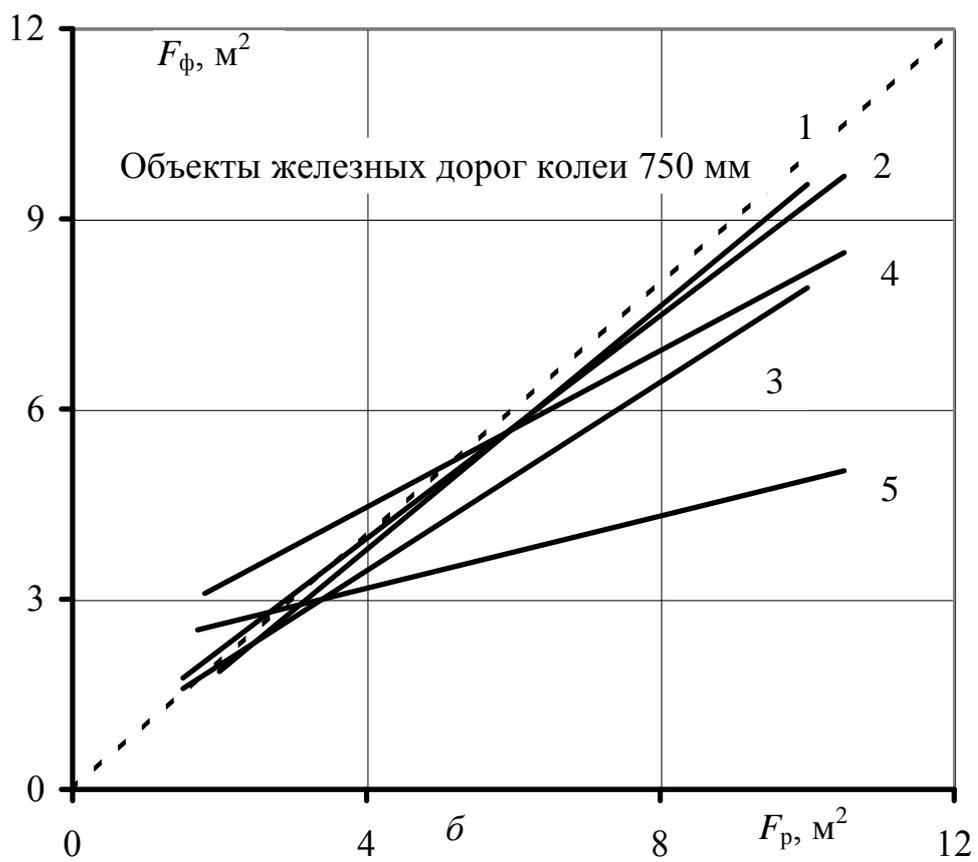
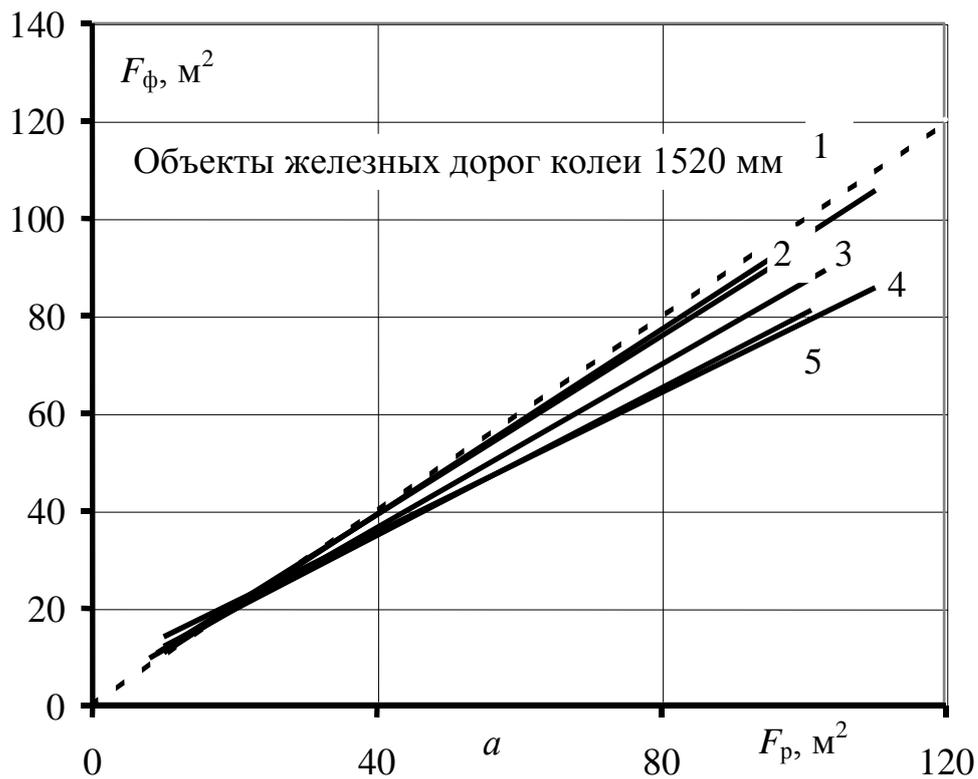
При этом среднеквадратическое отклонение σ_{F_ϕ}

$$\sigma_{F_\phi} = 4,74 \text{ м}^2 \text{ – для дорог нормальной колеи;}$$

$$\sigma_{F_\phi} = 0,06 + 0,09 F_p \text{ (м}^2\text{)} \text{ – для дорог узкой колеи;}$$

$$\sigma_{F_\phi} = 1,64 \text{ м}^2 \text{ – для автодорог.}$$

Статистический анализ еще раз подтверждает достоверность метода 1 о параболическом очертании контура нижней части насыпи, показатель параболы для этого метода находится по формуле (1.18). Несоответствие расчетных данных по методу 5 [87] фактическим показывает нецелесообразность принятия экспоненциального вида очертания контура нижней части насыпи.



— Линии регрессии - - - Линия совпадения

Рис. 1.4. Регрессионные зависимости $F_\phi = f(F_p)$ для железных дорог колеи 1520 мм (а) и колеи 750 мм (б) по сравниваемым методам: 1 – метод 1; 2–2; 3–3; 4–4; 5–5

Дальнейшим этапом анализа полученных данных явилась оценка точности Δ соответствия расчетных значений F_p с фактическими F_ϕ по выражению $(F_\phi - F_p)100/F_\phi$, %.

Анализ числовых параметров распределений величин Δ и критериев соответствия Пирсона χ^2 и Колмогорова λ_k по всем обследованным объектам и для всех методов показал:

из сравнения эмпирических и стандартных значений критериев соответствия с вероятностью $p = 0,95$ следует:

а) по данным автодорог и железных дорог нормальной колеи эмпирическое распределение величины Δ подчиняется закону нормального распределения во всех случаях и для всех рассматриваемых методов;

б) по железным дорогам узкой колеи нормальному закону подчиняется распределение величины Δ только для метода 1, а по остальным методам кривая распределения Δ имеет значительную левую (отрицательную) асимметрию и описывается распределением Грамма-Шарлье.

Статистический анализ зависимостей величины $(F_\phi - F_p)100/F_\phi$ от F_ϕ показал, что для методов 1, 2, 3 подобная зависимость не имеет места (с вероятностью $p = 0,95$ показатели тесноты связи r и η незначимо отличаются от 0) для всех обследованных объектов, а среднеквадратические отклонения Δ по интервалам F_ϕ незначимо отличаются друг от друга в соответствии с критерием Бартлета однородности дисперсии. Это позволяет оценивать точность метода по среднеквадратической величине σ_Δ для любого значения F_ϕ .

Для метода 5 по данным железных дорог нормальной колеи не выявлена зависимость $100(F_\phi - F_p)/F_\phi = f(F_\phi)$, но подтверждена однородность дисперсии. Для железных дорог узкой колеи и автодорог данная зависимость имеет место и по критерию криволинейности Фишера соответственно криволинейна и прямолинейна. При этом для железных дорог узкой колеи однородность дисперсии с увеличением F_ϕ растет с достоверностью $p = 0,95$. У метода 4 для железных дорог нормальной колеи и автодорог зависимость $\Delta = f(F_\phi)$ имеет линейный вид. Для автодорог остаточные дисперсии однородны, а для железных дорог нормальной колеи – неоднородны с увеличением F_ϕ .

Точность метода определяется по среднеквадратическому отклонению разности фактических и расчетных данных при соблюдении нормальности его распределения.

По критерию однородности дисперсии Кочрена для железных дорог нормальной колеи ($G_{\text{табл}} = 0,308 < G_{\text{кр}} = 0,3394$) точность методов 1, 2, 3, 5 с вероятностью $p = 0,95$ различается незначимо, и эти методы значительно точнее метода 4. В связи с тем, что по железным дорогам узкой колеи распределение Δ подчиняется нормальному закону только для метода 1, срав-

нение его точности с другими произведено быть не может.

Доверительные границы отклонения F_ϕ от F_p в процентах можно найти по выражению

$$\bar{\Delta} - t \cdot \sigma_\Delta \leq \Delta \leq \bar{\Delta} + t \cdot \sigma_\Delta.$$

Среднее значение отклонения F_ϕ от F_p в процентах $\bar{\Delta}$ в соответствии с критерием может быть принято равным нулю по данным железных дорог нормальной колеи при отсутствии пригрузочных берм для методов 1 и 2, а во всех остальных случаях величина $\bar{\Delta}$ значительно отличается от нуля.

Проведенный анализ показал, что лучшее соответствие фактическим данным по всем обследованным объектам дает метод 1, отклонение фактических данных от расчетных находится в интервале от -28% до $+19\%$ при среднем значении $\bar{\Delta} = -3,77\%$ и среднеквадратическом отклонении $\sigma_\Delta = 8,43\%$.

Резюмируя изложенное, можно заключить, что метод 1 наиболее полно корреспондируется с фактическими данными, и поэтому его можно рекомендовать в инженерных расчетах.

1.4. Обоснование основных параметров очертания подземной части насыпи

При параболическом очертании подземной части насыпи площадь ее поперечного сечения в соответствии с (1.8) для стабилизированного состояния будет зависеть от порядка параболы n . По данным А.А. Ткаченко, порядок параболы $n \cong 4,9$ [86]. Исследованиями А.С. Королева получено, что $n = 2$ [37]. Ивкиной Т.Н. [30] была сделана попытка установления зависимости величины n от конструктивных параметров и физико-механических свойств торфа, которая не увенчалась успехом. Ею установлено, что эмпирическое распределение n имеет значительную правую асимметрию и описывается гамма-распределением с параметрами: среднее – 2,11; мода – 1,36; среднеквадратическое отклонение – 1,23 при диапазоне изменения n от 0,5 до 6. Величина $n < 1$ наблюдается у насыпей, сооруженных с пригрузочными бермами [30].

В данной работе предлагается зависимость (1.16) для определения порядка параболы n расчетом по параметрам геометрии насыпи [44, 110]

$$n = 1 + b / (m h_n) . \quad (1.23)$$

Применимость выражения (1.23) подтверждается сравнением расчетных значений порядка параболы n_p по (1.23) с фактическими, полученными по результатам обследования насыпей по зависимости, преобразованной из уравнения (1.8) при $U = 1$:

$$n_\phi = F_{n.ч.} / (BS_K - F_{n.ч.}) .$$

Поскольку анализ очертания подземных частей поперечных профилей при наличии пригрузочных берм показал их сложную конфигурацию, в большинстве случаев имеющую вогнутую форму, что отличается от параболической, то расчет производился для поперечных профилей без берм.

Параметр n_{ϕ} оценивался по результатам обследования поперечных профилей насыпей автодорог, железных дорог колеи 1520 мм и колеи 750 мм на неосушенных и осушенных торфяных залежах. Пределы изменения n_{ϕ} представлены на рис. 1.5.

Статистический анализ эмпирических распределений n_{ϕ} и зависимостей $n_{\phi} = f(n_p)$ для всех случаев показал следующее.

Эмпирическое распределение параметра n_{ϕ} в соответствии с критериями согласия Пирсона χ^2 и Колмогорова λ_k подчиняется нормальному распределению для поперечных профилей:

насыпей железных дорог колеи 1520 мм с параметрами: среднее – 2,37; среднеквадратическое отклонение – 0,571;

автодорог – среднее – 3,45; среднеквадратическое отклонение – 0,749 и гамма-распределению для железных дорог колеи 750 мм с параметрами: среднее – 2,34; среднеквадратическое отклонение – 0,877, мода – 2,00.

Сравнение эмпирической величины параметра n_{ϕ} с расчетным n_p приведено на рис. 1.5, где можно наблюдать тесную группировку данных около линий абсолютного совпадения для всех рассматриваемых случаев. Анализ результатов статистического анализа зависимости фактического значения параметра n_{ϕ} от расчетного n_p показал следующее. Уравнения регрессии в соответствии с критерием криволинейности прямолинейны, а дисперсии вдоль линии регрессии по критерию Бартлета однородны во всех случаях. Оценка коэффициентов уравнения регрессии по критерию Стьюдента позволяет сделать вывод о том, что линия регрессии может проходить через начало координат, а угловой коэффициент – принимать значение $B = 1$ для железных дорог нормальной и узкой колеи и автодорог (таблица 1.2).

В соответствии с критерием Бартлета ($B = 0,23 < \chi^2_{st} = 6,0$) остаточные дисперсии n_{ϕ} для данных по железным дорогам узкой и нормальной колеи и автодорогам различаются незначимо с вероятностью $p = 0,95$. В связи с этим остаточное среднеквадратическое отклонение для всех случаев может быть принято равным $\sigma_{n\phi} = 0,519$. Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы о параметре n : его среднее значение может быть определено по выражению (1.23), а доверительный интервал для него по всем случаям определяется выражением

$$N_p - t \sigma_{n\phi} < n_{\phi} < n_p + t \sigma_{n\phi}.$$

При расчетах конечных осадков насыпей на болотах, которые являются необходимыми при определении объемов земляных работ и напряженного

состояния, реальную схему нагружения (трапецию или еще более сложную фигуру) заменяют полосовой нагрузкой шириной $2a$ при условии соблюдения соответствия площадей фактического поперечного сечения насыпи и расчетной полосы.

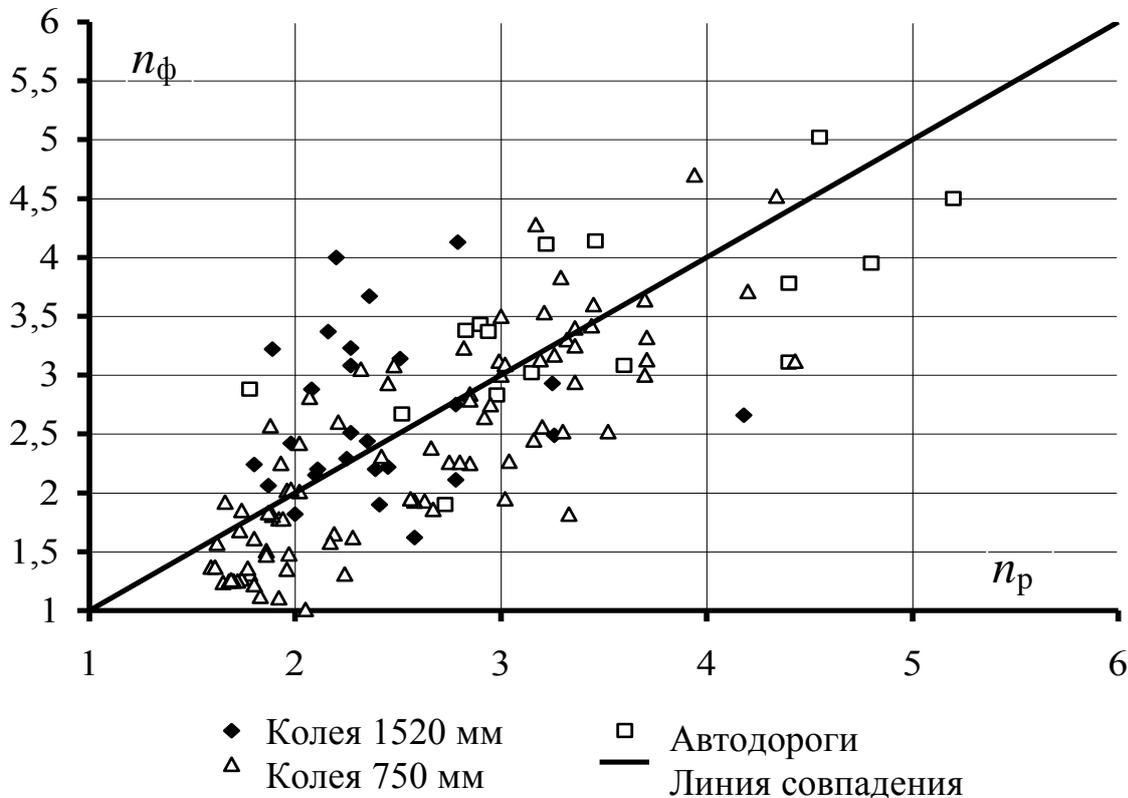


Рис. 1.5. Сравнение фактических и расчетных значений параметра n

Ширина полосы $2a$ по натуральным параметрам площади поперечного сечения насыпи может быть оценена по выражению

$$2a = F / (h_H + S_K) \quad (1.24)$$

или приближенно расчетом по выражению

$$2a = b + mh_H, \quad (1.25)$$

где F – полная площадь поперечного сечения насыпи, m^2 ;

b – ширина основной площадки земляного полотна, м;

m – заложение откосов насыпи.

Как известно, критерием применимости зависимостей является соответствие фактических и расчетных значений параметров, в нашем случае – соответствие результатов, полученных по выражениям (1.24) и (1.27).

Анализ результатов обследования насыпей железных и автомобильных дорог на болотах показал наличие в общем случае двух видов поперечных профилей (рис. 1.6): А – насыпи трапецеидального очертания без пригрузочных берм поверху; Б – насыпи трапецеидального очертания с пригрузочными бермами поверху. Причем для обоих случаев геометриче-

ские размеры с каждой стороны насыпи от ее оси могут значительно различаться между собой. В связи с этим для соблюдения условия сопоставимости результатов определение $2a$ по выражению (1.25) производилось для условного профиля А (рис. 1.6) с приведенным заложением откосов m_{np} , который находили из условия равенства площадей фактического и условного поперечных сечений:

$$m_{np} = (m_1 + m_2) / 2 \text{ (случай А)},$$

$$m_{np} = (m_1 + m_2) / 2 + \sum_{i=1}^2 (h_{\sigma i} \cdot L_{\sigma i} / h_H^2) \text{ (случай Б)},$$

где $m_1, h_{\sigma 1}, L_{\sigma 1}$ и $m_2, h_{\sigma 2}, L_{\sigma 2}$ – геометрические параметры соответственно для левой и правой сторон поперечного профиля, обозначения которых ясны из рис. 1.6.

Для поперечных профилей железных дорог колеи 750 мм характерен случай А, колеи 1520 мм – случаи А и Б. Для автодорог очертание поперечных профилей соответствует случаю А. Результаты расчетов $2a_p$ и $2a_{\phi}$ для насыпей железных и автомобильных дорог приведены на рис. 1.7. Оценка законов распределения величин $2a_p$ и $2a_{\phi}$ по критериям согласия (Пирсона, Колмогорова) показала, что они подчиняются закону нормального распределения для автодорог, железных дорог узкой колеи и широкой колеи как для случая с бермами, так и без берм. При сравнении расчетных и фактических значений $2a$ для автодорог, железных дорог колеи 750 мм и широкой колеи в случаях А и Б наблюдается группировка экспериментальных данных вдоль линии абсолютного совпадения (рис. 1.7). Уравнения регрессии между $2a_p$ и $2a_{\phi}$ прямолинейны в соответствии с критериями криволинейности во всех случаях. Показатели тесноты связи (r и η) достоверно отличаются от нуля по критерию Фишера с вероятностью $p = 0,95$.

Для оценки значимости различия между линиями регрессии и линией абсолютного совпадения необходимо проверить достоверность прохождения линии регрессии через начало координат ($\Phi = 0$) и достоверность равенства углового коэффициента единице. Результаты статистического анализа подтверждают тождественность параметров линий регрессии линиям абсолютного совпадения, так как табличное значение критерия Стьюдента выше эмпирического во всех случаях.

Результаты сравнения и статистического анализа подтверждают правомерность определения параметра $2a$ по выражению (1.25) для автодорог, железных дорог узкой и широкой колеи по поперечным профилям с бермами и без них. В случае с бермами величина заложения откосов m берется для условного поперечного профиля, к которому приводится профиль с бермами, исходя из условия равенства площадей их поперечных сечений.

Доверительный интервал для $2a_{\phi}$ определяется выражением

$$2a_p - t \sigma_{2a_{\phi}} \leq 2a_{\phi} \leq 2a_p + t \sigma_{2a_{\phi}}.$$

Из соотношения эмпирических и табличных значений критерия Бартлета однородности дисперсии следует, что в интервалах $2a_p$ среднеквадратическое отклонение параметра $2a_\phi$ относительно линии регрессии по $2a_p$ является постоянной величиной по данным железных и автомобильных дорог.

Величину σ_{2a_ϕ} нужно брать по отдельности для каждого рассматриваемого случая, причем для железных дорог колеи 1520 мм отдельно для случая с бермами и без берм, так как в соответствии с критерием Фишера ($F_{\text{эмп}} = 2,38 > F_{\text{ст}} = 1,66$) остаточные среднеквадратические отклонения значительно отличаются друг от друга с вероятностью $p = 0,95$.

Анализ оценивает лишь саму методику расчета объема земляных работ при известных величинах толщины насыпного слоя или конечной осадки. Рассмотрим степень соответствия фактических и расчетных величин конечных осадок и толщин насыпного слоя.

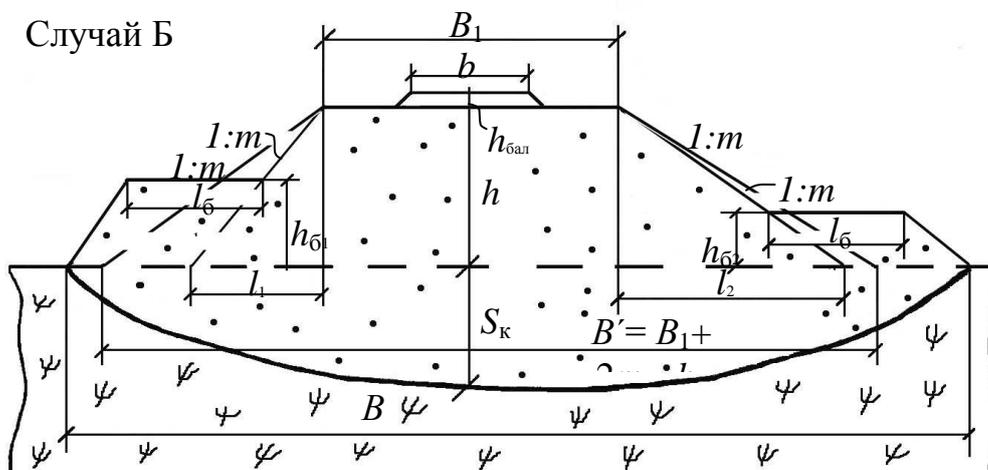
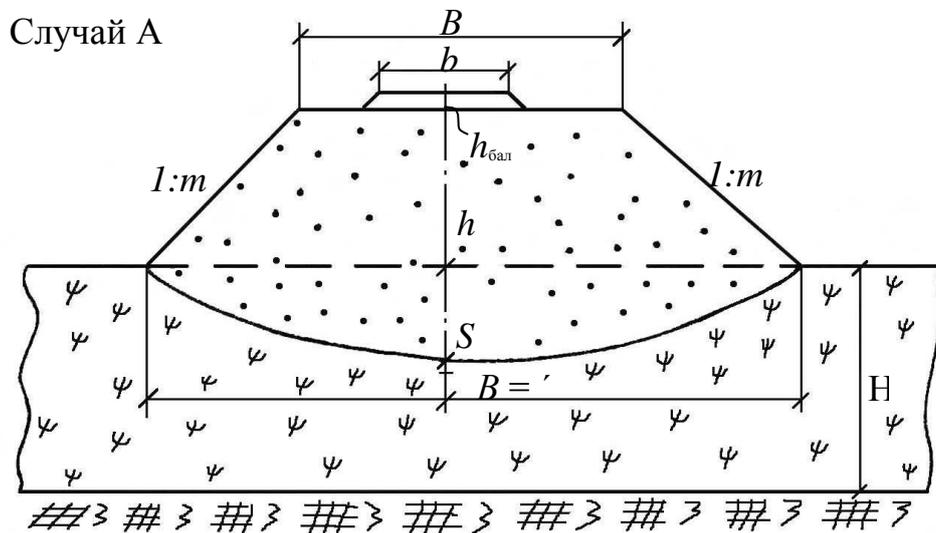


Рис. 1.6. Характерные очертания поперечных профилей железнодорожных насыпей на торфяных залежах по результатам натурных обследований

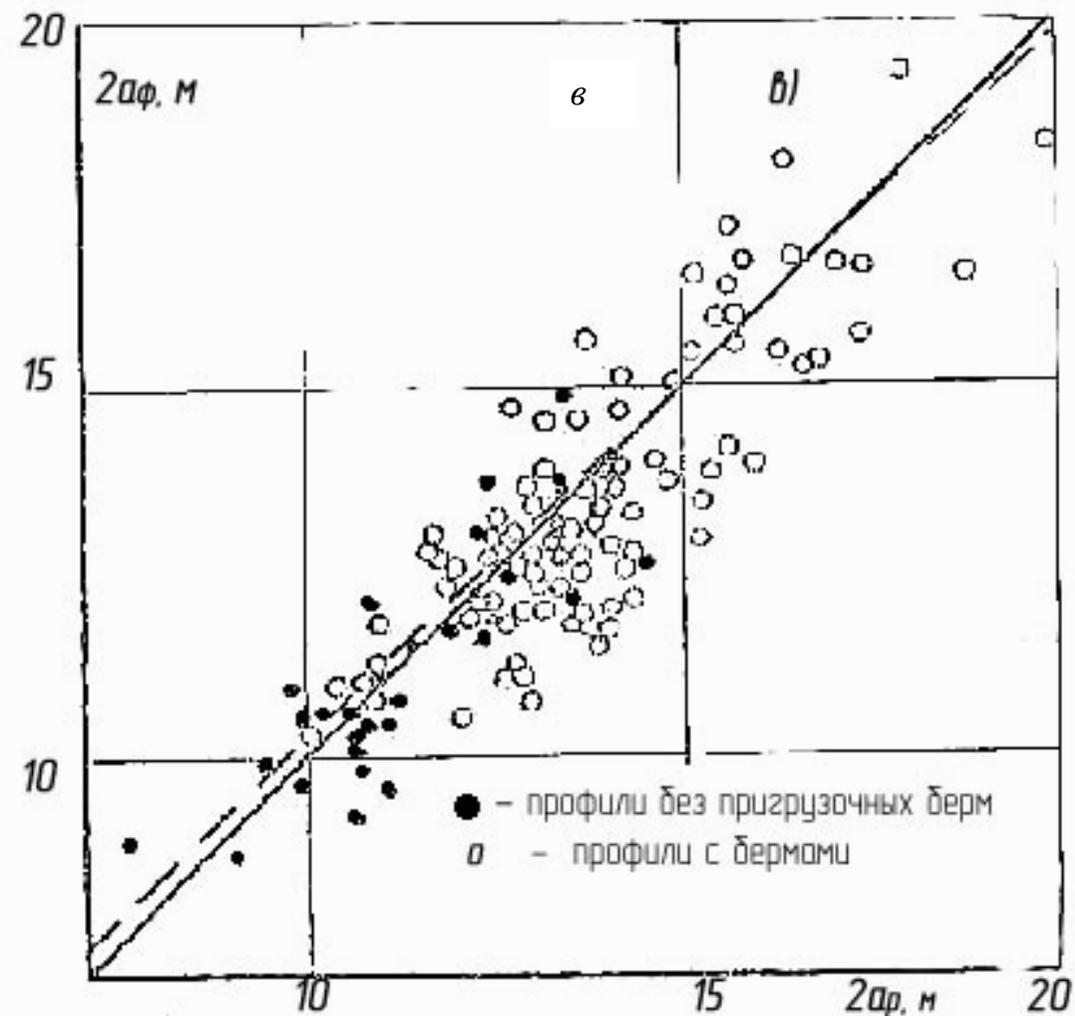
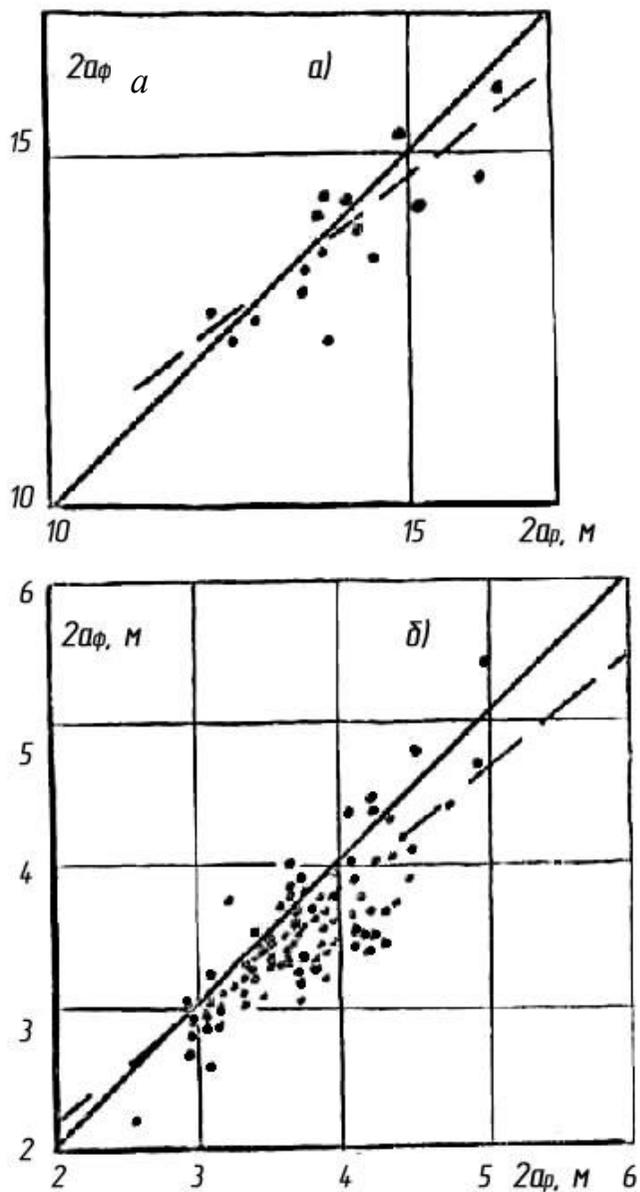


Рис. 1.7. Сравнение фактической ширины полосовой нагрузки $2a_\phi$ с расчетной $2a_p$: а – автодороги; б – ж. д. колеи 750 мм; в – ж. д. колеи 1520 мм; — — — — — линии абсолютного совпадения; — — — — — линии регрессии

Таблица 1.2. Результаты статистического анализа соответствия фактических и расчетных значений параметра n

Объекты исследования	Показатели тесноты связи $\frac{r}{\eta}$	Критерий Фишера		Критерий Бартлета однородности дисперсии		Коэффициенты уравнения $n_{\phi} = A + B n_P \pm \sigma_{n\phi}$			Критерий Стьюдента		
		достоверности $\frac{F_{ЭМП}}{F_{ST}}$	криволинейности $\frac{F_{ЭМП}}{F_{ST}}$	$B_{ЭМП}$	$\chi^2_{ЭМП}$	$\frac{A}{\sigma_A}$	$\frac{B}{\sigma_B}$	$\sigma_{n\phi}$	$t^{ЭМП}(A=0)$	$t^{ЭМП}(B=1)$	табличный t_{st}
Ж. д. колеи 1520 мм	$\frac{0,810}{0,89}$	$\frac{21,4}{4,13}$	$\frac{1,31}{2,47}$	1,0	6,0	$\frac{0,203}{0,168}$	$\frac{0,916}{0,160}$	0,450	1,21	0,56	1,98
Ж. д. колеи 750 мм	$\frac{0,8235}{0,8239}$	$\frac{179,1}{3,97}$	$\frac{0,43}{2,08}$	13,3	14,1	$\frac{-0,149}{0,097}$	$\frac{0,907}{0,0723}$	0,495	1,54	0,46	1,99
Автодороги	$\frac{0,781}{0,834}$	$\frac{10,86}{3,37}$	$\frac{0,48}{3,48}$	0,2	3,6	$\frac{0,731}{0,362}$	$\frac{0,768}{0,165}$	0,562	2,02	1,41	2,14

2. РАСЧЕТ ТОЛЩИНЫ НАСЫПНОГО СЛОЯ И ВЕЛИЧИНЫ КОНЕЧНОЙ ОСАДКИ НАСЫПЕЙ ДОРОГ НА БОЛОТАХ

2.1. Механизм деформирования торфяных залежей под насыпями дорог

В последние десятилетия вопросам исследования напряженно-деформированного состояния торфяных оснований уделялось большое внимание. Существенный вклад в изучение свойств торфяных грунтов внесли работы Л.С. Амаряна, Е.Т. Базина, В.Г. Булычева, Н.И. Гамаюнова, В.И. Горячева, П.А. Дрозда, И.Е. Евгеньева, Б.Ф. Зюзина, Н.Н. Иванова, С.С. Корчунова, Н.П. Кузнецовой, В.Д. Казарновского, Н.П. Коваленко, А.С. Королева, В.И. Косова, И.И. Канатова, И.Ф. Ларгина, В.Н. Лотова, Ю.А. Петрова, И.И. Лиштвана, К.П. Лундина, В.А. Миронова, Н.А. Наседкина, К.С. Ордуянца, Л.Н. Самсонова, Н.Н. Сидорова, А.А. Ткаченко, Т.Г. Яковлевой и др.

Изучение механизма деформирования торфа и торфяных залежей проводилось теоретическими, лабораторными и полевыми методами.

Под сооружениями торф, представляя собой грунтовое основание, имеет специфические свойства, обусловленные его органическим происхождением. Торф – это «органическая горная порода, образующаяся в результате биохимического процесса разложения (отмирания и неполного распада) болотных растений в условиях избыточной влажности и ограниченного доступа воздуха», при содержании в ней минеральных составляющих не более 50% на сухое вещество [53].

В общем виде торф можно рассматривать как систему, состоящую из трех фаз: твердой, жидкой и газообразной [1, 24, 52, 53].

Газосодержание торфяной залежи ниже уровня грунтовых вод составляет 1–5% [1], включая как свободный, так и растворенный газ, а в деятельном слое доходит до 40%.

Твердая фаза состоит из золы (минеральные вещества) и органической части, сочетание которых зависит от условий образования торфа. «Минеральная часть представлена в торфе нерастворимыми минералами разной природы, адсорбционными образованиями минералов с гуминовыми веществами, неорганическими компонентами торфяной воды, ионообменными гетерополярными органо-минеральными комплексами» [53].

Жидкая фаза представляет собой низкомолекулярную жидкость (воду), одна часть которой «физико-химически связана с функциональными поверхностями раздела, а другая в виде раствора иммобилизована надмолекулярными структурами органических составляющих» [53]. Характер и энергия связи воды с сухим веществом торфа предопределяет последовательность удаления ее при обезвоживании торфа. По своей природе струк-

тура торфа является коагуляционной, формирующейся из обломков структур переплетения, а также из надмолекулярных образований (ассоциатов) продуктов распада [53].

Структуры переплетения образуются из остатков растений-торфообразователей в виде пространственного каркаса. Сцепление частиц возникает при контакте друг с другом через тончайшие адсорбционные прослойки жидкой среды. При таком контакте обеспечивается относительная подвижность элементов структуры, что и определяет наличие у торфа ползучести, небольшой прочности, пластичности, упругости и некоторой способности к восстановлению связей после разрушения в результате механического воздействия.

Во влажном состоянии торф – легкодеформируемая система. Под действием сравнительно небольшого давления (до 50 кПа) происходит уплотнение при существенном изменении макроструктуры, связанном с уменьшением размеров пор и изменением их формы вследствие деформирования и сдвигов элементов каркаса. Это сопровождается резким снижением водопроницаемости из-за увеличения сопротивления передвижению влаги.

Особенности деформирования торфа и торфяных залежей коренным образом связаны с многообразием и вариабельностью свойств торфа, а также с анизотропностью, слоистостью и неоднородностью торфяных залежей. Это предопределяет сложность процессов деформирования торфяных оснований. Торф как материал с упруговязкопластичными свойствами относится к физически нелинейным телам, обладающим различными видами деформаций. Деформации торфяных грунтов находятся в нелинейной зависимости от величины приложенного давления и времени действия нагрузки [1, 13, 24, 26, 105].

В теории механики грунтов распределение напряжений не только в упругих, но и в любых сплошных линейно деформируемых телах основано на зависимостях теории упругости [25, 88].

Обоснование применимости этой модели к расчету торфяных оснований при воздействии различного вида сооружений проведено в многочисленных экспериментальных исследованиях [1, 7, 24, 37, 40, 80, 110].

Впервые характер распределения напряжений в торфяном массиве изучил методом центробежного моделирования Н.А. Наседкин. В дальнейшем этот метод получил широкое распространение для решения ряда инженерных задач [66]. М.Х. Пигулевский, А.В. Рождественский, С.С. Корчунов установили методом координатной сетки и послойных измерений деформаций и напряжений, что деформации распространяются в залежи в основном в глубину при ограниченном боковом расширении.

Экспериментами П.А. Дрозда, В.П. Сельченка, А.С. Королева доказано, что двухслойную систему *торф – грунт* дна можно в рамках инженерных задач рассматривать как однородную среду с деформационными

характеристиками торфа. Имеющаяся практически всегда слоистость самого торфяного основания не вызывает существенных аномалий в распределении напряжений по глубине. Деформирование торфяных оснований происходит и за пределами приложения нагрузки и тем дальше, чем глубже основание.

Исследование торфяных оснований под дорожными насыпями проводили Л.С. Амарян, Е.Т. Базин, К.С. Ордуянц, И.И. Канатов, Н.П. Коваленко, А.А. Ткаченко, И.В. Евгеньев, В.М. Амагаев, А.Т. Левитин, В.Л. Трофимов, Т.Н. Ивкина, Н.П. Кузнецова, А.Н. Архангельский, А.П. Глызин, В.Н. Яромко и др.

Первые исследования проводились разрозненно, без единой комплексной программы [24, 29, 34, 64].

Использование новых приборов и методов исследования, разработанных под руководством Л.С. Амаряна, В.А. Миронова, позволило на обширном экспериментальном материале комплексно охарактеризовать напряженное состояние и динамику процесса деформирования залежи, оценить ее прочностные и фильтрационные свойства [1, 7, 12, 37, 40, 50, 51, 91].

В отличие от жестких штампов, под которыми из-за концентрации напряжений по периметру торф разрушается в виде среза и смятия, под гибкими штампами-насыпями срез практически не наблюдается из-за отсутствия подобной концентрации напряжений. При нагрузках, не превышающих критических, торф под насыпями уплотняется на значительную глубину при ограниченном боковом расширении [1, 26, 37, 86].

Под давлением насыпи на устойчивое основание торф улучшает свои строительные свойства, становится более плотным и повышает свою несущую способность. Однако при внешнем давлении, превышающем предел несущей способности, деформации торфяного основания могут происходить как за счет сжатия торфа, так и за счет выпора его в стороны [2, 17, 26, 33, 40, 64, 79].

В общем случае динамика изменения напряженного и деформационного состояния залежи от воздействия штампов характеризуется тремя стадиями на кривой деформации: 1 – упругопластическая, 2 – пластическая, 3 – разрушения.

Характер деформации торфяных оснований под железнодорожными насыпями положен К.С. Ордуянцем в основу их строительной классификации. Болота, полностью заполненные торфом устойчивой консистенции, отнесены к 1-му типу. Основным видом их деформации под нагрузкой является сжатие. Общая протяженность болот этого типа под дорогами составляет 90% [18].

В естественном виде торфяная залежь состоит из сочетания слоев торфа, которые неодинаковы по прочностным свойствам и несущей способности. В связи с этим возможно выдавливание отдельных слоев торфа

при превышении их несущей способности, что подтверждено экспериментально Ю.В. Петровым. Этот принцип применен В.Д. Казарновским при расчете устойчивости торфяных оснований под насыпями. При этом предел несущей способности отдельных слоев торфа зависит не только от его прочностных свойств, но и от местоположения его в залежи и конструктивных параметров насыпей [26].

В настоящее время установлено, что процесс деформирования торфа под постоянной нагрузкой длится неопределенно долго.

В основе расчета величины осадок основания насыпей во времени лежат решения теории консолидации. Разработке данного вопроса посвящены работы ряда ученых [1, 5, 13, 24, 26, 35, 36, 37, 64, 117 и др.].

Схемы расчета, предложенные в этих работах, могут быть объединены в три группы: условное расчленение процесса консолидации на 2 фазы (первичное фильтрационное уплотнение и вторичная осадка ползучести); описание процесса консолидации единой реологической моделью; использование эмпирических уравнений, основанных на непосредственных испытаниях на консолидацию в полевых и лабораторных условиях.

На основании изучения кинетики процессов перераспределения влаги под воздействием внешней нагрузки от насыпи Л.С. Амарян, Е.Т. Базин, В.Г. Булычев установили, что процесс консолидации торфяной залежи под насыпью состоит из двух фаз: первичной (фильтрационной) и ползучести.

В последнее время при расчете процесса консолидации все шире используются ПЭВМ, что позволяет более полно учитывать ряд факторов (переменную водопроницаемость, наличие структурной прочности, сжимаемость поровой воды, ползучесть скелета, начального градиента и др.). Л.С. Амарян, В.Д. Казарновский, И.Е. Евгеньев выделяют в группу перспективных методы расчета, базирующиеся на учете первичной и вторичной стадий консолидации с обоснованием ее параметров по результатам непосредственных испытаний на консолидацию в полевых или лабораторных условиях. Фильтрационная часть осадки торфяных грунтов составляет, по данным Л.С. Амаряна, 80–95%, А.А. Ткаченко – 70–90% от полной осадки. Я.М. Шупилов экспериментально установил, что показатель консолидации для торфяных залежей примерно равен 2 в интервале изменения порового давления от максимального значения до 50% его величины. Это доказывает, что на процесс уплотнения торфяных грунтов влияют как фильтрационные свойства, так и ползучесть скелета, т. е. эти воздействия происходят одновременно и имеют перераспределение между собой во времени. Причем если фильтрационная осадка проходит достаточно быстро, то абсолютное окончание вторичной осадки практически не удается зафиксировать, поэтому назначение времени консолидации определяется необходимой точностью расчета [26].

В.Н. Яромко [119] предложил типизацию слабых оснований по характеру консолидации. Весь процесс одномерной консолидации им подразделяется на ряд стадий: условно-мгновенную деформацию; 2 стадии ползучести скелета (одна – в самом начале процесса, другая – в самом конце); первичную (фильтрационную) и вторичную консолидацию. В.Н. Яромко провел анализ данных более 120 кривых консолидации слабых оснований (торф и органический ил) глубиной от 2 до 20 м под дорожными насыпями, нагрузка от которых составляла от 0,04 до 0,16 МПа. Длительность натуральных наблюдений за осадками насыпей и поровым давлением составляла 50–2000 суток.

Возведение насыпей осуществлялось ступенями в один или два-три приема, нагрузка от которых составляла от 0,01 до 0,11 МПа при выдержке первых ступеней в течение 80–200 суток.

Наличие стадии ползучести скелета в начале процесса консолидации объясняется восприятием внешней нагрузки сначала полностью скелетом грунта, а в дальнейшем передача давления на поровую воду происходит только по мере преодоления сопротивления структурных связей. После создания необходимого градиента напора в воде начинается стадия фильтрационной консолидации, заканчивающаяся удалением свободной воды. Стадия вторичной консолидации связана с деформированием скелета и удалением рыхлосвязанной воды. При передаче нагрузки полностью на скелет и связанную воду начинается последняя стадия консолидации – стадия ползучести скелета.

Анализируя эти данные, можно предположить, что 1-я стадия ползучести может быть связана с процессом возведения насыпи, т. е. с ростом нагрузки от нее во времени. Или, если нагрузка от первой ступени не превышает некоторой величины P_0 (назовем ее структурной прочностью залежи), то происходит процесс ползучести скелета. При фактической отсыпке насыпи величина нагрузки от нее будет превышать P_0 только лишь через определенное время, в течение которого и может проходить 1-я стадия консолидации. При быстрой отсыпке насыпи, нагрузка которой превышает P_0 , 1-я стадия может отсутствовать или длительность ее будет незначительна. Это подтверждается и результатами работы В.Н. Яромко в ряде кривых консолидации, в которых она отсутствует. Кроме того, длительность консолидации на 1-й стадии ограничивается 150 сутками, что очень близко к времени выдержки над нагрузкой под 1-й ступенью. При наличии 1-й стадии продолжительность фильтрационной стадии может достигать 1500 суток, т. е. 50 месяцев, а при ее отсутствии – не превышает 120 суток (4 месяцев).

Исходя из ряда экспериментальных исследований торфяного основания под штампами и насыпями деформирование торфяного массива (т. е. его уплотнение, сжатие) в момент нагружения и далее происходит неодновременно по всей глубине. Фронт (или граница) вовлечения слоев торфа в

деформационный процесс распространяется от границ дренирования и только через некоторое время захватывает всю ее толщу. Так, по данным Л.С. Амаряна отмечается появление деформации нижележащих слоев торфа только через некоторый промежуток времени после начала нагружения. В этом случае, на наш взгляд, особенно для верхних залежей, имеющих слой очеса в деятельном слое при малой степени разложения, этот слой уплотняется в первую очередь, в результате понижается его водопроницаемая способность (уменьшение пор, понижение коэффициента фильтрации). В дальнейшем верхний уплотненный слой, возможно, начинает сильно влиять на скорость процесса консолидации, так как уменьшается скорость фильтрации вверх. В какой-то момент времени при некотором соотношении путей фильтрации и ее скоростей в вертикальном и горизонтальном направлениях возможно установление довольно стационарного процесса, т. е. после лавинообразного уменьшения пор в верхней части процесс переходит в более спокойное русло. Этим может объясняться вторичная часть фильтрационной консолидации при примерно равном уменьшении скорости порового давления по глубине.

2.2. Общая характеристика методов расчета конечных осадок насыпных сооружений на болотах

Земляное полотно дорог на болотах устраивается в виде насыпей, а толщина его насыпного слоя складывается из наземной и подземной частей, последняя в стабилизированном состоянии характеризуется величиной конечной осадки S_K .

В настоящее время в научно-технической литературе опубликован ряд методов расчета конечных осадок насыпей на болотах, основные из которых приведены в табл. 2.1. Их можно разделить на три группы:

методы, основанные на одноосном сжатии, т. е. на результатах компрессионных испытаний;

базирующиеся на плоской задаче теории упругости, и смешанные; эмпирические, основанные на результатах натуральных испытаний.

Методы первой и второй групп базируются на теоретических зависимостях механики грунтов, что позволяет дифференцированно учесть влияние различных факторов на формирование конечных осадок насыпей на торфяном основании.

Проанализировав существующие методы, можно заключить, что формирование осадки торфяного основания происходит в общем случае от силового воздействия ряда факторов: внешней нагрузки в виде веса насыпного слоя и сил от подвижного состава, собственного веса торфа, капил-

лярного давления в торфе, гидродинамического давления при падении уровня грунтовых вод.

С учетом положительных моментов различных методов расчета в данной работе предлагаются методики определения толщины насыпного слоя и величины конечной осадки насыпей дорог на болотах.

Таблица 2.1. Существующие методы расчета конечных осадок насыпей на болотах

Автор	Основы расчетного метода, принятые обозначения
1	2
К.П. Лундин [54]	$S_K = \frac{W_0 - W}{100 + W_0} H; \quad W = C - dP^b,$ <p>где S_K – конечная осадка насыпи; W_0 – естественная влажность (абсолютная); W – то же при давлении P; d, b – коэффициенты; C – абсолютная влажность при полном водонасыщении; H – глубина торфяной залежи</p>
Н.Н. Иванов [29]	$S_K = \frac{\varepsilon_H - \varepsilon}{1 + \varepsilon_H} H; \quad \varepsilon = \varepsilon_1 - \frac{2,3 \lg P}{A_1},$ <p>где ε_H – начальный коэффициент пористости; ε_1 – коэффициент пористости при давлении 0,1 МПа; A_1 – коэффициент сжимаемости</p>
Метод геотехнической лаборатории Москва – Волгострой [18]	$S_K = \frac{\varepsilon_H - \varepsilon}{1 + \varepsilon_H} H; \quad \varepsilon = A - B \ln(P + P_c),$ <p>где A, B, P_c – константы грунта, определяемые опытным путем</p>
К.С. Ордуянц [64]	$S^I = \frac{\sigma}{E_c} H, \quad S^{II} = m \frac{\sigma}{\Delta_t},$ <p>где S^I, S^{II} – осадки для болот I и II категории; σ – напряжение; E_c, M – модули деформации и пластичности; Δ_t – объемный вес торфа</p>
М.Н. Троицкая [88]	$S_K = \frac{\ln\left(\frac{P + P_H}{P_S - P} \cdot \frac{P_S}{P_H}\right)}{A_1 (1 + \varepsilon_H)} H,$ <p>где P_S – предел несущей способности залежи; P_H – начальное давление в торфе</p>
Н.Н. Сидоров [79]	$S_K = \int_0^H \lambda dh; \quad \lambda = \lambda_{\max} (1 - e^{-MP}),$ <p>где λ – относительная деформация; λ_{\max} – относительная максимальная деформация; M – коэффициент</p>

Продолжение табл. 2.1

1	2
А.Ф. Цыганков [114]	$S_K = H(1 - \frac{\delta_o}{\delta}),$ <p>где δ_o, δ – соответственно объемная масса органического вещества вне насыпи и под ней</p>
А.Ф. Печкуров [70]	$S_K = \frac{\varepsilon_H - \varepsilon}{1 + \varepsilon_H} H; \quad \varepsilon = \varepsilon_H - \frac{\varepsilon_H - 1}{2,60} \lg \frac{P}{25},$ <p>где P – давление, г/см²</p>
К.П. Лундин [55]	$S_K = \frac{\varepsilon_H - \varepsilon}{1 + \varepsilon_H} H; \quad \varepsilon = \varepsilon_H - \alpha \ln(\frac{P + P_K}{P_K}),$ <p>где P_K – капиллярное давление в торфе</p>
А.А. Ткаченко [86]	$S_K = \frac{2bP}{E_o} \omega_o; \quad 2b = B_1 + (h_H + B)2tg\alpha,$ <p>где $2b$ – ширина полосы; B_1 – ширина проезжей части; h_H – высота насыпи, $\alpha=30^\circ$; E_o – модуль деформации; P – величина постоянной и временной нагрузки; ω_o – коэффициент по Горбунову-Посадову</p>
И.И. Канатов [34]	$S_K = \beta_K \sqrt[3]{(h_H + h_B + S_K)^2}; \quad \beta_K = \frac{W}{W_{MAX}},$ <p>где h_B – глубина выторфовывания; W_{MAX} – полная влагоемкость</p>
Ю.А. Петров [68]	$S_K = S_y - S_{б.у.} - S_B = H - h_c \frac{\varepsilon_K + 1}{\varepsilon_H + 1},$ <p>где S_y – осадка залежи от уплотнения; $S_{б.у.}$ – то же от бокового уплотнения и сдвига; S_B – осадка за счет полного выдавливания слоя; h_c – толщина уплотняемого слоя торфа; ε_K – коэффициент пористости торфа при давлении P</p>
Ю. Остроменский [24]	$S_K = 1,08ct_o; \quad t_o = \frac{P}{755},$ <p>где c – коэффициент, учитывающий свойства торфяной залежи в зависимости от объемного скелета торфа</p>
Б.В. Астапович [24]	$S_K = 0,18\kappa H^{0,35} (1,32P)^{0,64},$ <p>где κ – коэффициент, зависящий от плотности торфа</p>
И.Е. Евгенийев [25]	$S_K = \frac{H\alpha_1 \ln 4P}{1 + \varepsilon_H}; \quad \varepsilon = \varepsilon_{0,25} - \alpha_1 \ln 4P,$ <p>где $\varepsilon_{0,25}$ – коэффициент при давлении $P = 0,25$ кг/см²</p>

1	2
П.А. Дрозд [24]	$S = \frac{BP}{E_{1p}} \omega_o t^n \sqrt{\frac{P_o}{P}} 10^{b(P-P_o)},$ <p>где B – ширина полосовой нагрузки; E_{1p} – приведенное значение модуля общей деформации; ω_o – коэффициент, зависящий от отношения $2H/B$; n, b – эмпирические коэффициенты; P_o – предел пропорциональности; t – расчетное время действия</p>
А.С. Королев [40]	$S_K = S_{od} A \omega; \quad S_{od} = \lambda_{max} \frac{PH_o \varphi}{P + P_K + \alpha_o + 0,1 \gamma_o H_o};$ $A = \frac{(1-\mu)^2}{1-2\mu}; \quad \varphi = \frac{\alpha_o}{\alpha_o + P_K}; \quad \alpha_o = \lambda_{max} E_o,$ <p>где H_o – глубина залежи, приведенная к начальным условиям; μ – коэффициент Пуассона; P_K – капиллярное давление в торфе; γ_o – объемная масса торфа; λ_{max} и E_o – компрессионные параметры; ω – функция, зависящая от отношения a/H; a – половина ширины полосовой нагрузки</p>
А.С. Королев [39]	$S_K = \frac{(\sqrt{P + \sigma_o} - \sqrt{\sigma_o})}{\sqrt[3]{C(1 + \varepsilon_H)}} HA \omega; \quad \sqrt[3]{C} = \frac{\sqrt[3]{P_2 - \sigma_o} - \sqrt[3]{P_1 - \sigma_o}}{\varepsilon_1 - \varepsilon_2},$ <p>где C – модуль деформации, $кг/см^2$; $\sigma_o = 0,1 \frac{кг^2}{см^2}$; $P = 0,0 - 0,6 \frac{кг^2}{см^2}$;</p> $\sqrt[3]{C} = \frac{0,034(34 - \varepsilon_H)}{\varepsilon_H - 3,08} \quad \text{при } R = 15-20\%;$ $\sqrt[3]{C} = \frac{0,033(34 - \varepsilon_H)}{\varepsilon_H - 3,63} \quad \text{при } R = 20-30\%;$ $\sqrt[3]{C} = \frac{0,033(34 - \varepsilon_H)}{\varepsilon_H - 4,3} \quad \text{при } R = 30-45\%$
Л.С. Амарян [2]	$S_K = \frac{a_{он} PH}{1 + KP},$ <p>где $a_{он}, K$ – параметры, определяемые по величине начального коэффициента пористости e_o; H и P – глубина залежи и давление от насыпи</p>

1	2
Л.С. Амарян, В.А. Миронов [1, 2, 59]	$S_K = \left(\frac{1 - \mu_{МГН}^2}{E_{МГН}} + \frac{1 - \mu_o^2}{E_o} \right) \omega b P,$ <p>где $E_{МГН}$, $\mu_{МГН}$ – модуль и коэффициент поперечного расширения для условно-мгновенной части деформации; E_o, μ_o – модуль общей деформации и коэффициент для времени условной стабилизации; ω – коэффициент формы жесткости фундамента; b – ширина фундамента</p>
В.Д. Казарновский и др. [33]	$S_K = \frac{2bP(1 - \mu^2)}{E} \omega_i,$ <p>где $2b$ – ширина полосовой нагрузки; E – модуль общей деформации; ω_i – коэффициент, зависящий от расчетной схемы</p>
Н.В. Табаков [83]	$P = 0,1[8h + (H_4 + S_1 + S_2 + S_3)(\gamma - 1)],$ $S_1 = H_1(0,460\sqrt{P} - 0,142),$ $S_2 = H_2(0,665\sqrt{P} - 0,159),$ $S_3 = H_3(0,635\sqrt{P} - 0,062),$ <p>где S_1, S_2, S_3 – соответственно осадки торфяных грунтов типа 1-А, 1-Б, 2; H_1, H_2, H_3 – мощность торфяных грунтов 1-А, 1-Б, 2; H_4 – мощность торфяных грунтов типа 3</p>
А.С. Королев, Б.А. Федоров [46]	$S_K = (A - B\sqrt[3]{P})H\omega \frac{(1 - \mu)^2}{1 - 2\mu},$ <p>где A, B – компрессионные параметры, зависящие от начального коэффициента пористости и степени разложения торфа</p>

2.3. Определение конечной толщины насыпного слоя дорог на болотах на основе результатов компрессионных испытаний

Полная толщина насыпного слоя дорог на болотах y складывается из высоты насыпи над поверхностью болота по ее оси h_H и величины конечной осадки S_K :

$$y = h_H + S_K. \quad (2.1)$$

Общая величина удельной нагрузки P , МПа, при расчете насыпей на болотах складывается из постоянной σ_{II} и σ_{BP} временной составляющих:

$$P = \sigma_{II} + \sigma_{BP}. \quad (2.2)$$

Значение постоянной составляющей удельной нагрузки складывается от воздействия насыпного слоя σ_H , верхнего строения $\sigma_{B.C}$ или дорожной одежды и находится по выражению

$$\sigma_{II} = \sigma_{B.C} + \sigma_H. \quad (2.3)$$

Величина $\sigma_{B.C}$, МПа может быть определена для железных дорог по выражению

$$\sigma_{B.C} = (h_6 + h_{ш}/2)\gamma_6 10^{-2} + (2P_P L + P_{III} L_0) 10^{-3} / (L_{ш} L_0 L), \quad (2.4)$$

где h_6 – толщина балластного слоя под шпалой, м;

γ_6 – объемная масса балласта, т/м³;

$h_{ш}$, $L_{ш}$ – соответственно высота и длина шпалы, м;

P_{III} , P_P – соответственно вес шпалы и 1 погонного метра рельса, кН;

L – расстояние между осями шпал, м; $L_0 = 1$ м.

Значение σ_H может быть определено по уравнениям табл. 2.2.

Величина нормальных напряжений σ_{BP} , МПа, в зоне сопряжения насыпи и торфа от воздействия локомотива при расчете конечных осадок насыпей железных дорог из минеральных грунтов определяется по формуле А.С. Королева [40]

$$\sigma_{BP} = 1,1 L_{ш} P_n \psi 10^{-3} / [(h_n + S_K) \mathcal{E} + 1,1 L_{ш}], \quad (2.5)$$

где P_{II} – равномерно распределенная нагрузка от локомотива (кН/м²), $P_{II} = P_{сц} / (L_{л} L_{ш})$;

$P_{сц}$ – сцепной вес локомотива, кН;

$L_{л}$ – база сцепных колес локомотива, м;

\mathcal{E} – коэффициент эквивалентности, равный 2...3 [37];

ψ – коэффициент, учитывающий распределяющее действие рельсошпальной решетки, $\psi = 0,70$ [37].

Таблица 2.2. Расчет постоянной составляющей удельной нагрузки от воздействия насыпи

Вид насыпи	Материал насыпи	Характеристика осушения залежи	Вид зависимостей расчета
Однослойная	Минеральный грунт	$h_0 = 0$	$\sigma_H = [(\gamma h_H + \gamma'(h_B + S_K))] 10^{-2}$
		$h_0 \leq S_K$	$\sigma_H = [\gamma(h_H + h_0) + \gamma'(h_B + S_K - h_0)] 10^{-2}$
		$h_0 > S_K$	$\sigma_H = \gamma(h_H + S_K) 10^{-2}$
	Торф	$h_0 = 0$	$\sigma_H = \gamma_T h_H 10^{-2}$
		$h_0 \leq S_K$	$\sigma_H = \gamma_T (h_H + h_0) 10^{-2}$
		$h_0 > S_K$	$\sigma_H = \gamma_T (h_H + S_K) 10^{-2}$
Двухслойная	Минеральный грунт + Торф	$h_0 = 0$	$\sigma_H = [\gamma h_M + \gamma_T (h_H - h_M)] 10^{-2}$
		$h_0 \leq S_K$	$\sigma_H = [\gamma h_M + \gamma_T (h_H - h_M + h_0)] 10^{-2}$
		$h_0 > S_K$	$\sigma_H = [\gamma h_M + \gamma_T (h_H - h_M + S_K)] 10^{-2}$

Примечание. h_H – высота насыпи на оси выше уровня поверхности болота, м; h_0 – глубина осушения залежи, м; h_B – глубина выторфовывания, м; h_M – толщина верхней части двухслойной насыпи из минеральных грунтов, м; γ, γ' – объемная масса минерального грунта насыпи и ниже уровня грунтовых вод соответственно, т/м³; γ_T – объемная масса торфа выше уровня грунтовых вод, т/м³.

Величина нормальных напряжений σ_{BP} , МПа, в зоне сопряжения насыпи и торфа от воздействия колесной нагрузки при расчете конечной толщины насыпного слоя автомобильных дорог может быть определена по выражению

$$\sigma_{BP} = 1,33 P_0 [(n - \Sigma L_j / (1,5y + 0,3D)) / (1,5y + 0,3D)]^2, \quad (2.6)$$

где P_0 – нагрузка на колесо;

n – число колес, влияющих на напряженное состояние в точке;

L_j – расстояние от оси j -го колеса до рассматриваемой точки, см;

D – диаметр отпечатка колеса, см;

$y = h_H + S_K$ – мощность насыпного слоя дорожной конструкции при высоте насыпи над поверхностью болота $h_H = h_{ЗП} + h_{ДО}$, состоящей из толщины дорожной одежды $h_{ДО}$ и высоты насыпного слоя земляного полотна над поверхностью болота $h_{ЗП}$ [26].

В данной работе расчетная схема для определения конечных осадок S_K насыпей на болотах принята в виде слоя конечной толщины с ограниченным боковым расширением под воздействием полосообразной равномерно распределенной нагрузки интенсивностью P для условий плоской задачи.

При одноосном уплотнении торфа, как известно, конечная осадка $S_{од}$ от удельной нагрузки P :

$$S_{од} = \lambda H,$$

(2.7)

где λ – относительная деформация при одномерном сжатии слоя торфа мощностью H , м;

Для условий плоской задачи при определении S_K воспользуемся методом А.С. Королева на основе приведения плоской задачи к одномерной через величину эквивалентного слоя H_P ,

$$H_P = H A_\mu \omega. \quad (2.8)$$

Величина S_K для плоской задачи

$$S_K = \lambda H_P = \lambda H A_\mu \omega = S_{од} A_\mu \omega, \quad (2.9)$$

где A_μ – параметр, учитывающий ограниченное боковое расширение торфа при деформировании:

$$A_\mu = \frac{(1 - \mu)^2}{(1 - 2\mu)}; \quad (2.10)$$

μ – коэффициент поперечного расширения для полностью консолидированного состояния торфяной залежи;

ω – параметр, учитывающий влияние напряженного состояния на осадку насыпи в зависимости от отношения a / H_T ($2a$ – ширина полосовой нагрузки интенсивностью P).

При учете изменений напряженного состояния торфяной залежи в процессе уплотнения $H_T = H - S_K$, без его учета $H_T = H$.

Коэффициент ω определяется для слоя конечной толщины при отсутствии сил трения между грунтом и несжимаемым основанием на основе известного теоретического решения К.Е. Егорова и О.Я. Шехтер [117], которое в нашей аппроксимации может быть представлено выражением

$$\omega = \frac{(a / H_T)}{[(0,17 + 0,966 (a / H_T)]} \quad \text{при } 0,25 \leq a / H_T \leq 5,0. \quad (2.11)$$

При одноосном сжатии (компрессия) величина конечной относительной деформации торфяной залежи может быть определена через коэффициент относительной сжимаемости по зависимости, предложенной в [46, 92, 110]:

$$\lambda = \frac{[(P - P_0) a_H]}{[(P - P_0) K + 1]}, \quad (2.12)$$

где a_H – начальный коэффициент относительной сжимаемости при $\lambda \rightarrow 0$, 1/ МПа;

K – коэффициент пропорциональности, 1/ МПа;

P_0 – величина структурной прочности торфяной залежи при компрессии, МПа.

Подставив в зависимость (2.9) параметры, определяемые выражениями (2.11), (2.12) и табл. 2.2 и решив ее относительно S_K , получим в замкнутой форме уравнения для расчета конечных осадок насыпей железных дорог, отсыпаемых из минеральных грунтов. Эти уравнения позволяют широко применять в практических расчетах ПЭВМ. Уравнения расчета для различного сочетания комбинаций приведены в табл. 2.3.

При учете изменения напряженного состояния торфяной залежи в процессе уплотнения и воздействия временных нагрузок от локомотива для расчета конечных осадок насыпей железных дорог как на неосушенных, так и осушенных торфяных залежах получено уравнение четвертой степени (2.13) [88,106].

Для расчета конечных осадок автодорожных насыпей на болотах при учете колесных нагрузок следует совместно решить относительно S_K уравнения (2.6), (2.9)–(2.12) и из табл. 2.2.

Таблица 2.3. Зависимости по расчету конечных осадок торфяных залежей от дорожных насыпей

Параметр	Учет изменения напряженного состояния		Без учета изменения напряженного состояния	
	с учетом временных нагрузок	без учета временных нагрузок		с учетом временных нагрузок
	$S^4 + A_3 S^3 + A_2 S^2 - A_1 S + A_0 = 0$ (2.13)	$S^3 + A_2 S^2 - A_1 S + A_0 = 0$ (2.14)	$S^2 + A_1 S - A_0 = 0$ (2.15)	$S^3 + A_2 S^2 + A_1 S - A_0 = 0$ (2.16)
A_3	$c + e + f - b$	1	–	1
A_2	$(c + e)(f - b) - b f + d + z$	$c + e - b$	1	$c + e + f - z$
A_1	$f(bc + eb - z) + db - ze$	$b(c + e) - z$	$c + e - z$	$f(e + c - z) + d - ze$
A_0	$z(ef + d)$	ze	ze	$z(ef + d)$
z	$a_H A_\mu H a / (0,17 K)$		$a_H H A_\mu / \omega K$	
	Условия осушения торфяной залежи			
	Не осушена ($h_0 = 0$)	Осушена ($h_0 \leq S$)		Осушена ($h_0 > S$)
e	$[100 (\sigma_{B.C} - P_0) + \gamma h_H / \gamma']$	$[100 (\sigma_{B.C} - P_0) + (h_H + h_0) \gamma] / \gamma' - h_0$		$100 (\sigma_{B.C} - P_0) / \gamma' + h_H$
c	$100 / (\gamma' K)$			$100 / (\gamma K)$
d	$1,1 L_{ш} P_{п} \psi / (10 \gamma' \mathcal{E})$			$1,1 L_{ш} P_{п} \psi / (10 \gamma \mathcal{E})$
b	$(0,17 H + 0,966 a) / 0,17$			
f	$h_H + 1,1 L_{ш} / \mathcal{E}$			

Примечание. $S, H, h_H, h_0, L_{ш}, a$ – м; γ, γ' – т/м³; $P_{п}$ – кН / м²; a_H, K – МПа⁻¹; $\sigma_{B.C}, P_0$ – МПа; $h_B = 0$.

В итоге получим при учете воздействия одного колеса ($n = 1$) уравнение пятой степени, при учете n колес ($n > 1$) – уравнение шестой степени. Таким образом, алгоритм решения позволяет учитывать при расчете осадок автодорожных насыпей временные колесные нагрузки.

Однако влияние временной нагрузки от транспортных единиц на дополнительное уплотнение торфяного основания как для железных, так и автомобильных дорог снижается с увеличением толщины насыпного слоя минерального грунта и при некоторой ее толщине составляет малую долю от воздействия постоянной нагрузки от веса насыпи.

Так, по экспериментальным исследованиям Г.Г. Коншина [62], для железных дорог подобное наблюдается при толщине насыпного слоя около 3,5 м.

Для автомобильных дорог [26] при динамическом воздействии для суммарной толщины земляного полотна и дорожной одежды $y > 1,5$ м временная составляющая равна приблизительно 1% от постоянной нагрузки. При длительном воздействии транспортных средств $y = 2,5–3$ м. При мощности насыпного слоя дорог выше приведенных величин влиянием временной нагрузки можно пренебречь, а расчет конечных осадок железных и автомобильных дорог на болотах производить по кубическому уравнению (2.14).

Анализ вышеприведенных уравнений для расчета конечных осадок насыпей на болотах показывает, что если $h_H \rightarrow 0$, то $S_K \rightarrow 0$.

Однако по результатам обследования участков железных дорог торфопредприятий установлено, что при $h_H \cong 0$ толщина насыпного слоя имеет конкретную величину. Особенно это характерно для залежей верхового типа большой мощности и влагосодержания. Поэтому на основе приведенной расчетной схемы автором данной работы получены уравнения для расчета непосредственно самой толщины насыпного слоя по результатам компрессионных испытаний [92, 110].

Величина толщины насыпного слоя дорог на болотах y определяется из уравнений, полученных в результате совместного решения зависимостей (2.2)–(2.5), (2.7)–(2.12), табл. 2.2 при подстановке в них $S_K = y - h_H$, которые приведены в табл. 2.4.

Толщина насыпного слоя железных дорог, как на неосушенных, так и осушенных торфяных залежах может быть определена по уравнению четвертой степени при учете всех составляющих. Для расчета конечной толщины насыпного слоя железных дорог более 3,5 м и автомобильных дорог более 2,5 м применимо кубическое уравнение (2.18), а для насыпей с бермами и площадок – квадратное уравнение (2.19).

Таблица 2.4. Расчет толщины насыпного слоя на болотах

Параметр	Учет изменения напряженного состояния		Без учета изменения напряженного состояния	
	Учет временных нагрузок	Без учета временных нагрузок		Учет временных нагрузок
	$y^4 - A_3 y^3 - A_2 y^2 - A_1 y + A_0 = 0$ (2.17)	$y^3 - A_2 y^2 - A_1 y + A_0 = 0$ (2.18)	$y^2 - A_1 y - A_0 = 0$ (2.19)	$y^3 + A_2 y^2 - A_1 y - A_0 = 0$ (2.20)
A_3	$b - c - f - m + e$	1	–	1
A_2	$(c + m)(b + e - f) - e(b - f) - d - z$	$e + b - c - m$	1	$c + f + m - e - z$
A_1	$(c + m) + (b + e)f + b(d - e(c + f + m)) + d e - z(f + m)$	$(b + e)(c + m) - e b - z$	$e - c - m + z$	$(c + m)(f - e) - f(e + z) + d - m z$
A_0	$e b ((c + m)f + d) + z(mf + d)$	$b e (c + m) + m z$	$e (c + m) + m z$	$e[(c - m)f - d] - z(mf + d)$
Z	$a_H A_\mu H a / (0,17 K)$		$a_H H A_\mu / \omega K$	
	Условия осушения торфяной залежи			
	Неосушена ($h_0 = 0$)	Осушена ($h_0 \leq S_K$)		Осушена ($h_0 > S_K$)
m	$[100 (\sigma_{B,C} - P_0) + h_H (\gamma - \gamma')] / \gamma'$	$[100 (\sigma_{B,C} - P_0) + (h_H - h_0) (\gamma - \gamma')] / \gamma'$		$100 (\sigma_{B,C} - P_C)$
c	$100 / (\gamma' K)$			$100 / (\gamma K)$
d	$1,1 L_{ш} P_{п} \psi / (10 \gamma' \text{ Э})$			$1,1 L_{ш} P_{п} \psi / (10 \gamma \text{ Э})$
	$b = [0,17 (H + h_H) + 0,966 a] / 0,17; \quad f = 1,1 L_{ш} / \text{Э}; \quad e = h_H;$			

Примечание. $y, S_K, H, h_H, h_0, L_{ш}, a$ – м; γ, γ' – т/м³; $P_{п}$ – кН/м²; a_H, K – МПа⁻¹; $\sigma_{B,C}, P_0$ – МПа; $h_B = 0$.

2.4. Определение конечной толщины насыпного слоя по свойствам торфяной залежи в результате натурального обследования насыпей на болотах

Толщину земляного полотна дорог можно прогнозировать по результатам оценки деформированных свойств торфяных залежей на основе данных натурального обследования насыпей дорог, рассматриваемых как гибкие штампы естественных размеров.

Конечная осадка насыпей дорог на торфяном основании S_K , в том числе при частичном выторфовывании, исходя из теоретических положений механики грунтов [117] может быть определена по расчетной схеме равномерно распределенной нагрузки в виде гибкой условной прямоугольной полосы шириной $2a$ (плоская задача):

$$S_K = \frac{H P \omega (1 - \mu^2)}{E_{об}} .$$

Тогда толщина насыпного слоя по оси y , м

$$y = \frac{H P \omega (1 - \mu^2)}{E_{об}} + h_H + h_B, \quad (2.21)$$

где h_H – высота насыпи под поверхностью болота по оси (для железных дорог равна высоте земляного полотна по оси $h_{зп}$; для автомобильных – сумме толщины дорожной одежды $h_{до}$ и высоты насыпного слоя земляного полотна над поверхностью болота $h_{зп}$ по оси), м; $h_H = h_{зп} + h_{до}$;

ω – параметр, определяемый по выражению (2.9);

$H = H_б - h_B$ – мощность слоя торфа при глубине торфяной залежи $H_б$ и глубине выторфовывания h_B (при отсутствии выторфовывания $h_B = 0$), м;

P – удельная нагрузка от грунта насыпи с учетом верхнего строения и дорожной одежды, осушения болота на глубину h_0 и глубины выторфовывания h_B , принимается по выражениям табл. 2.2, МПа;

$E_{об}$ – относительный модуль общей деформации, МПа;

μ – коэффициент поперечного расширения [101, 102, 110].

Зависимость обобщенного модуля общей деформации $E_{об}/(1-\mu^2)$, полученного по данным обследования дорожных насыпей на болотах, от удельной нагрузки может быть представлена, по исследованиям автора, линейной зависимостью вида

$$\frac{E_{об}}{1 - \mu^2} = A + B P \pm t \sigma_{ост}, \quad (2.22)$$

где A, B – параметры, зависящие от физико-механических свойств и геометрии торфяной залежи [45, 60, 92, 102, 107, 110].

Окончательную величину толщины насыпного слоя y можно определить, решив совместно уравнения (2.11), (2.21), (2.22) и табл. 2.2. Учитывая изменение напряженного состояния торфяной залежи ($H_T = H - S_K$), получим кубическое уравнение

$$y^3 + A_2 y^2 + A_1 y + A_0 = 0, \quad (2.23)$$

где $A_0 = b d (c + n) + z n$;

$$A_1 = b d - (c + n) (d + b) + z;$$

$$A_2 = c + n - b - d;$$

$$b = H_6 + h_H + 5,58a;$$

$$z = a (H_6 - h_B) / (0,17 B).$$

При $H_T = H$ получим квадратное уравнение

$$y^2 + A_1 y - A_0 = 0, \quad (2.24)$$

где $A_0 = d (c + n) + z n$;

$$A_1 = c + n - z - d;$$

$$z = (H_6 - h_B) \omega / B.$$

В зависимостях (2.23) и (2.24) имеем:

$$d = h_H + h_B;$$

для осушенных залежей при $0 \leq h_0 < S_K$:

$$n = [(100 \sigma_{B,C} + (h_H + h_0) (\gamma - \gamma')] / \gamma'; \quad c = 100 A / (B \gamma');$$

при $h_0 \geq S_K$: $n = 100 \sigma_{B,C}$; $c = 100 A / (B \gamma')$.

Для автомобильных дорог в уравнениях (2.23) и (2.24) параметр $\sigma_{B,C}$ можно принять равным нулю ($\sigma_{B,C} = 0$).

Предлагаемая методика расчета толщины насыпного слоя дорог на болотах позволяет учитывать геометрию насыпи и торфяного основания, его деформационные свойства, действие временных нагрузок, изменение напряженного состояния основания при его уплотнении, условия осушения торфяной залежи, возможность частичного выторфовывания.

2.5. Расчет высоты насыпи на болоте по требуемой мощности отсыпки

При проектировании и строительстве насыпей дорог и других видов насыпей на торфяных залежах возникает задача определения высоты насыпи h_H над ее поверхностью при заданной мощности отсыпки y [92, 99, 110]. Предлагаемый ниже подход позволяет вести расчет при условии осушения залежи под воздействием самого насыпного слоя, а также верхнего строения пути. Примем, что величина y включает в себя для железных дорог мощность земляного полотна по оси с учетом толщины балластного слоя, а для автомобильных – толщину дорожной одежды.

В соответствии с (2.1) высота насыпи

$$h_H = y - S_K. \quad (2.25)$$

Если для конкретной геометрии насыпи условная ширина полосовой нагрузки будет равна $2a = b + mh_n$, зависимость для коэффициента ω (2.11) переписывается в виде

$$\omega = (b + m h_n) / [0,34H_T + 0,966 (b + mh_n)],$$

где b – ширина насыпи поверху, m ; m – величина заложения откосов.

После подстановки в выражение (2.25) всех составляющих уравнение для определения высоты насыпи h_n при заданной мощности насыпного слоя y выводится из зависимости

$$h_n = y - \frac{H_6 a_n (P - P_0) A_\mu (b + m h_n)}{[(P - P_0)K + 1][0,34H_T + 0,966 (b + mh_n)]} \quad (2.26)$$

В результате решения выражения (2.26) относительно h_n получим уравнение третьей степени

$$A_3 h_n^3 + A_2 h_n^2 + A_1 h_n - A_0 = 0, \quad (2.27)$$

где $A_3 = f - 1$;

$$A_2 = d + n + (f - 1)(c + z m - y + t);$$

$$A_1 = d(c - y) + n(c - y + z m) + (f - 1)(z b - c y - t y + t c + z m t);$$

$$A_0 = y c (n + d) - n z b - (f - 1)(z b - y c) t;$$

$$t = h_0.$$

При учете изменения напряженного состояния торфяной залежи ($H_T = H_6 - h_n - y$)

$$z = a_n H_6 A_\mu / [K (0,34 + 0,966m)],$$

$$c = [0,34 (H_6 - y) + 0,966b] / (0,34 + 0,966m).$$

При $H_T = H_6$

$$z = a_n H_6 A_\mu / (K 0,966m),$$

$$c = (0,34 H_6 + 0,966b) / (0,966m).$$

Для осушенной торфяной залежи при $0 \leq h_0 < y - h_n$:

$$f = \gamma / \gamma', \quad d = 100 / (K \gamma'), \quad n = y + 100 (\sigma_{в.с} - P_0) / \gamma';$$

при $h_0 \geq y - h_n$:

$$f = 1, \quad d = 100 / (K \gamma), \quad n = y + 100 (\sigma_{в.с} - P_0) / \gamma.$$

При использовании зависимости (2.21), а для определения величины модуля общей деформации по зависимости (2.22) высота насыпи определяется также по уравнению (2.27), коэффициенты которого будут иметь вид:

при учете изменения напряженного состояния основания ($H_T = H_6 - S_k$)

$$z = H_6 / [(0,34 + 0,966 m) B],$$

$$c = [0,34 (H_6 - y) + 0,966b] / (0,34 + 0,966m);$$

без учета изменения напряженного состояния ($H_T = H_6$)

$$z = H_6 / (0,966m B),$$

$$c = (0,34 H_6 + 0,966b) / (0,966m);$$

для осушенного торфяного основания:

при $0 \leq h_0 < S_k$ $f = \gamma / \gamma', \quad d = 100A / (B \gamma'),$

$$\begin{aligned} n &= y + 100\sigma_{в.с} / \gamma'; \\ \text{при } h_o \geq S_k \quad f &= 1; d = 100A / (B \gamma), \\ n &= y + 100\sigma_{в.с} / \gamma. \end{aligned}$$

Не прибегая к итерационному процессу, по известной толщине насыпного слоя можно определить высоту насыпи над поверхностью болота, учитывая тип, глубину торфяной залежи и степень ее осушения.

2.6. Расчет осадок по контуру насыпей сложного очертания

Насыпи сложного очертания – это насыпи дорог с бермами или насыпи с уположенными откосами. В этом случае ширина насыпи понизу обычно значительно больше глубины болота, поэтому для расчета можно принять схему одномерного уплотнения. Тогда задачу расчета осадок представляется возможным решить теоретически, используя закономерности механики грунтов [108, 110].

С этой целью тело насыпи целесообразно разбить на отдельные узкие отсеки как при линейно изменяющейся нагрузке (откосах), так и при равномерно распределенной (основной площадке, пригрузочных бермах) (рис. 2.1). Такой прием позволит применить к расчету напряжений и осадок известные уравнения для гибкой полосообразной нагрузки постоянной интенсивностью P_i , которая определяется для каждого i -го отсека.

Основной деформацией торфяных оснований при внешних нагрузках, не превышающих предела несущей способности, является сжатие. Предполагая отсутствие боковых деформаций, т. е. $e_x = e_y = 0$, осадку слоя торфа в сечении k от полосообразной нагрузки можно определить по формуле

$$S_{ki} = \frac{\beta}{E_{об}} \int_{z_1}^{z_2} \sigma_{zi} dz, \quad (2.28)$$

где $\beta = \frac{1 - 2\mu}{(1 - \mu)^2}$,

μ – коэффициент поперечного расширения;

$E_{об}$ – модуль общей деформации.

Представим каждый отсек состоящим из бесконечно узких полос шириной dx . Применяв решение Фламана для нагрузки, распределенной по прямой, найдем вертикальные напряжения в любой точке от действия i -го отсека с равномерно распределенной нагрузкой P_i :

$$\sigma_{zi} = \frac{2P_i}{\pi} \int_{x_1}^{x_2} \frac{z^3}{(x^2 + z^2)^2} dx = \frac{P_i}{\pi} \left| \arctg \frac{x}{z} + \frac{zx}{(x^2 + z^2)} \right|_{x_1}^{x_2}, \quad (2.29)$$

где X_1, X_2 – расстояния от расчетного сечения до начала и конца i -го отсека с равномерно распределенной нагрузкой интенсивностью P_i .

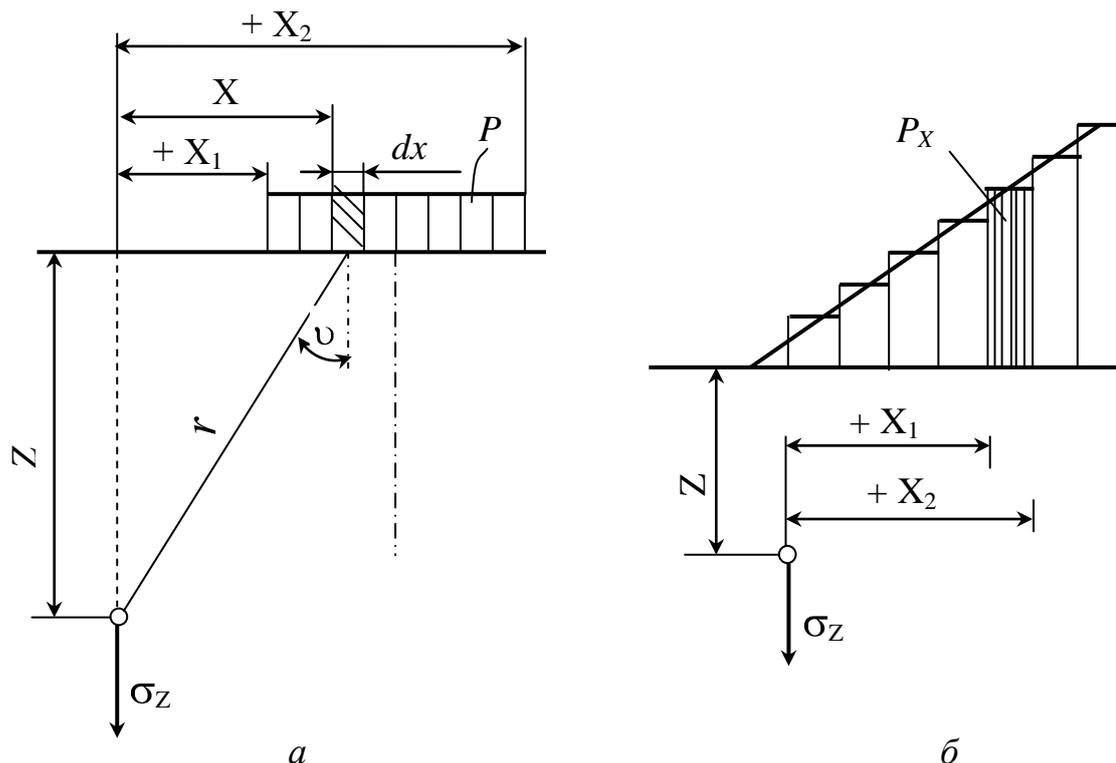


Рис. 2.1. Схема к расчету вертикальных напряжений:
 а – при полосовой (равномерно распределенной) нагрузке;
 б – при линейно изменяющейся нагрузке

Подстановкой (2.29) в (2.28) и интегрированием найдем значение осадки слоя торфа от Z_1 до Z_2 для равномерно распределенной нагрузки P_i i -го отсека:

$$S_{ki} = \frac{P_i}{\pi \cdot E_{сж}^*} \left| Z \cdot \operatorname{arctg} \frac{X_2}{Z} + X_2 \cdot \ln \left(1 + \frac{Z^2}{X_2^2} \right) - Z \cdot \operatorname{arctg} \frac{X_1}{Z} - X_1 \cdot \ln \left(1 + \frac{Z^2}{X_1^2} \right) \right|_{Z_1}^{Z_2},$$

где $E_{сж}^* = E_{об}/\beta$ – модуль деформации торфяной залежи при компрессии.

Эта формула применима и для откосов с разной величиной заложения. Разбивая насыпь на тонкие отсеки, можно определить суммарные напряжения для каждого отсека по глубине деформируемого слоя и найти суммарную осадку от воздействия всех отсеков. В расчетном сечении k для $Z_1 = 0$, $Z_2 = H_k$ общая осадка полосовой нагрузки будет равна сумме составляющих осадок от нагрузок всех отсеков насыпи:

$$S_k = \sum_{i=1}^n S_{ki} = \frac{1}{\pi \cdot E_{сж}^*} \sum_{i=1}^n \left\{ P_i \left[H_k \cdot \arctg \frac{X_{2i}}{H_k} + X_{2i} \cdot \ln \left(1 + \frac{H_k^2}{X_{2i}^2} \right) - H_k \cdot \arctg \frac{X_{1i}}{H_k} - X_{1i} \cdot \ln \left(1 + \frac{H_k^2}{X_{1i}^2} \right) \right] \right\} \quad (2.30)$$

Интенсивность полосовой нагрузки для каждого отсека определяется по выражению

$$P_i = \gamma h_{ni} + \gamma' S_i,$$

где h_{ni} – высота насыпи i -го отсека;

S_i – осадка насыпи по центру i -го отсека;

γ, γ' – объемная масса минерального грунта насыпи соответственно выше и ниже уровня грунтовых вод.

Для других условий, в том числе и при учете воздействия подвижного состава, интенсивность полосовой нагрузки может быть определена по зависимостям (2.2)–(2.6) и табл. 2.2.

Модуль деформации торфяной залежи в сечении k для условий одномерного сжатия может быть получен из уравнения

$$E_{сж}^* = \frac{H_k}{S_k} \sigma_k^{ср}, \quad (2.31)$$

где H_k, S_k – глубина и конечная осадка торфяной залежи под k -м отсеком насыпи соответственно;

$\sigma_k^{ср}$ – средневзвешенная приведенная по глубине залежи величина нормальных вертикальных напряжений.

Из сопоставления формул (2.30) и (2.31) следует:

$$\sigma_k^{ср} = \frac{1}{\pi \cdot H_k} \sum_{i=1}^n \left\{ P_i \left[H_k \cdot \arctg \frac{X_{2i}}{H_k} + X_{2i} \cdot \ln \left(1 + \frac{H_k^2}{X_{2i}^2} \right) - H_k \cdot \arctg \frac{X_{1i}}{H_k} - X_{1i} \cdot \ln \left(1 + \frac{H_k^2}{X_{1i}^2} \right) \right] \right\}.$$

Расчет осадок при использовании уравнения (2.30) может быть осуществлен на ПЭВМ методом итераций.

Последовательность расчета :

поперечный профиль насыпи разбивается на отсеки, и для каждого отсека определяется по центру высота насыпи h_{ni} ;

в первом приближении определяем осадку S_i^I при давлении отсека только от высоты насыпи, т. е. от $P_i^I = \gamma h_{ni}$;

далее определяем осадку во втором приближении S_i^{II} от нагрузки:

$$P_i^{II} = \gamma h_{ni} + \gamma' S_i^I ;$$

задаемся точностью вычисления осадки ξ и проверяем условие

$$S_i^{II} - S_i^I \leq \xi ; \quad (2.32)$$

при выполнении условия (2.32) для каждого из отсеков расчет заканчивается, а при невыполнении производится итерация при нагрузке $P_i^{\text{III}} = \gamma h_{\text{H}} + \gamma' S_i^{\text{II}}$ и т. д. до выполнения условия (2.32) по каждому из отсеков.

По зависимостям (2.28)–(2.32) может быть определена осадка насыпи на болоте в любой точке поперечника насыпи сложного очертания, т. е. задан его контур. Кроме того, по результатам натурного обследования насыпей дорог оценивается величина модуля деформации торфяного основания. Расчет осуществляется на ПЭВМ.

2.7. Обоснование методики расчета толщины насыпного слоя и величины конечных осадок насыпей дорог на болотах

Методика, предложенная автором, позволяет производить расчет толщины насыпного слоя и величины конечной осадки насыпей дорог на болотах по деформационным характеристикам торфяного основания, которые определяются при компрессионных испытаниях (с использованием фактических данных испытаний образцов торфа или по статистическим зависимостям от физико-технических характеристик торфа) или по зависимостям общего модуля деформации от физико-технических свойств и геометрии насыпи, полученным на основе анализа данных натурного обследования насыпей на болотах.

В зависимостях (2.13)–(2.20) расчет $y = h_{\text{H}} + S_{\text{K}}$ и S_{K} осуществляется по компрессионным параметрам a_{H} и K однородного слабого слоя основания, которые могут быть определены:

- непосредственно из испытаний отобранных образцов;
- по таблицам среднестатистических данных по видам торфа;
- по статистическим зависимостям от общетехнических свойств как в целом для торфа (слабого грунта), так и отдельных его наименований (например, вид, группа, тип торфа).

Для торфяной залежи, сложенной из n -однородных слоев торфа мощностью h_i , приведенная схема расчета толщины насыпного слоя принципиально не изменяется. Необходимо только будет ввести в расчет параметры обобщенной компрессионной кривой a_{H}^* и K^* для залежи, которые определяются следующим образом.

При известных компрессионных параметрах отдельных слоев торфа или другого слабого грунта $a_{\text{H}i}$ и K_i для двух величин относительных деформаций (например, равных $\lambda_1 = 0,1$ и $\lambda_2 = 0,5$) находят коэффициенты сжимаемости $a_{\text{сж},i}$ для каждого слоя, а затем и обобщенный коэффициент сжимаемости для залежи в целом по формуле

$$a_{\text{сж}}^* = \Sigma a_{\text{сж},i} h_i / \Sigma h_i . \quad (2.33)$$

После этого параметры $a^*_н$ и K^* определяют из выражений:

$$K^* = (a^*_{сж1} - a^*_{сж2}) / (\lambda_2 - \lambda_1); \quad a^*_н = a^*_{сж1} - K^* \lambda_1. \quad (2.34)$$

Такая слоистая торфяная система будет иметь средневзвешенные параметры: естественное влагосодержание W^{cp}_0 , начальный коэффициент пористости e^{cp}_0 , степень разложения R^{cp} , по которым с использованием статистических зависимостей могут быть определены обобщенные деформационные характеристики $a^*_н$ и K^* .

Возможность применения метода расчета толщины насыпного слоя, конечных осадок насыпей дорог по зависимостям (2.13)–(2.20) показывает сравнение фактических и расчетных влажностей торфяной залежи под телом насыпей железных дорог узкой и широкой колеи, представленное на рис. 2.2. По результатам обследования фактическая естественная влажность W^{cp}_p торфяной залежи под насыпью находится в интервале от 250 до 450% при среднем ее значении $W^{cp}_p = 367\%$ и среднеквадратическом отклонении $\sigma_{Wp} = 57\%$.

Расчетное значение влажности под насыпью W^p_p определялось по выражению

$$W^p_p = W_0 - \left(\frac{100 \Delta}{\rho} + W_0 \right) \frac{S}{H_T A_\mu \omega},$$

где W_0 – естественная влажность слоя торфа мощностью H_T без учета слоя очеса $H_{оч}$;

ρ, Δ – соответственно плотность твердой фазы торфа и воды (в расчетах принято $\rho = 1600 \text{ кг/м}^3, \Delta = 1000 \text{ кг/м}^3$);

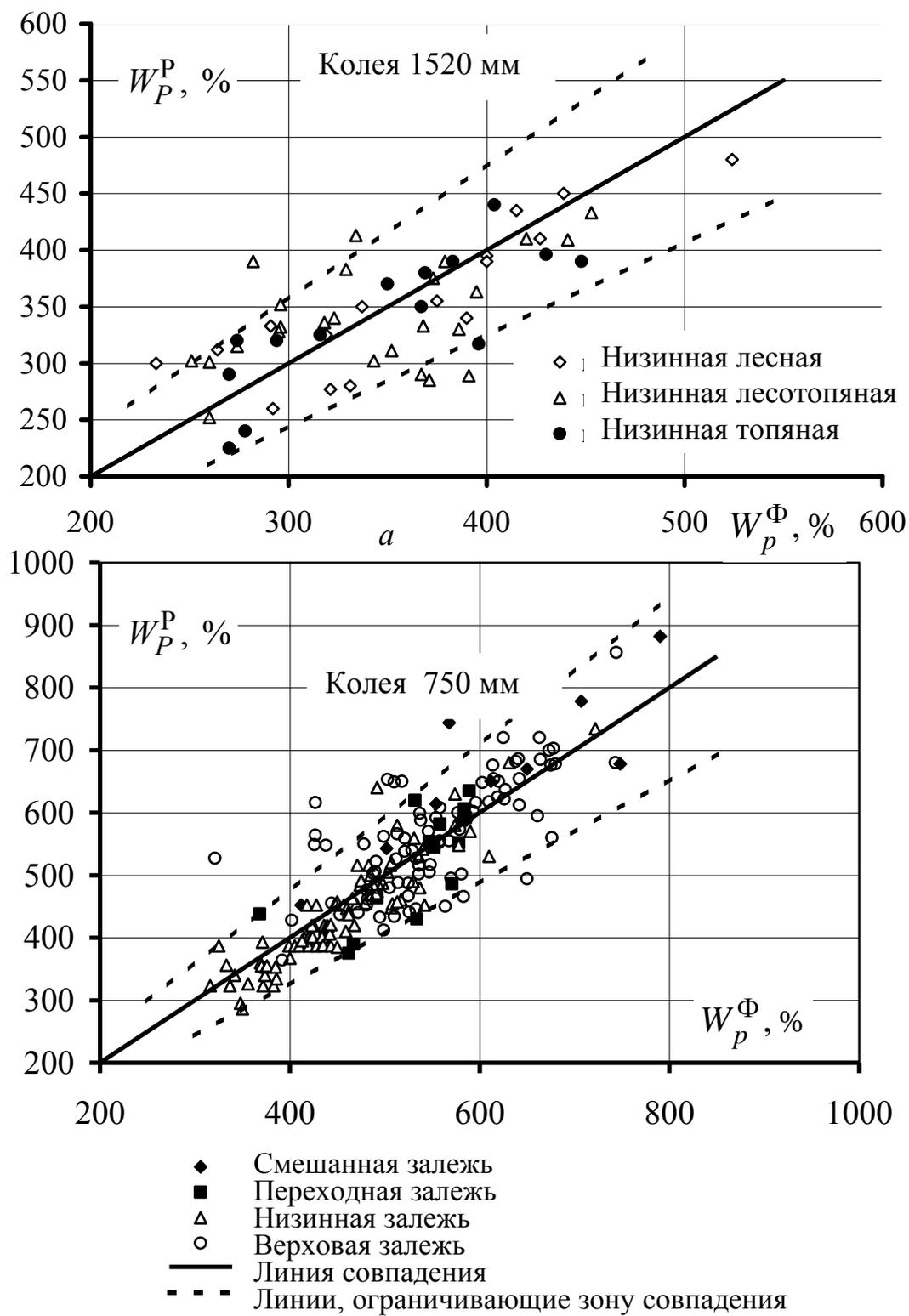
S – фактическая осадка слоя торфа H_T , м.

Результаты сравнения (рис. 2.2) группируются вдоль линии абсолютного совпадения со среднеквадратическим отклонением $\sigma_{Wp} = 36\%$. Расположение точек в зоне, ограниченной линиями, показывает, что при 3-кратном параллельном определении влажности для каждого поперечника при доверительной вероятности 95% фактические и расчетные величины влажностей различаются между собой незначимо. Таким образом, подтверждаются данные исследований [37, 39, 74] о принятии для расчета конечных осадок насыпей дорог решений плоской задачи, т. е. двумерного уплотнения.

Метод расчета конечных осадок по зависимости (2.16) был апробирован для автодорог, железных дорог нормальной и узкой колеи. Расчет деформационных характеристик производился по средневзвешенным физико-техническим параметрам торфяной залежи [74].

Общий анализ полученных расчетных S_p и фактических осадок S_ϕ показал их соответствие. Разброс ошибок расчета S_ϕ относительно линии абсолютного совпадения по интервалам S_ϕ подчиняется закону нормального распределения, а его среднее квадратическое отклонение σ_{Sp} можно оценить по уравнению

$$\sigma_{S_p} = 0,106 + 0,092 S_\phi .$$



б

Рис. 2.2. Сравнение фактических и расчетных величин влажностей по типам торфяных залежей под насыпями железных дорог: a – колея 1520 мм; b – колея 750 мм

Анализ четырех схем расчета конечных осадок насыпей железных дорог на болотах (зависимости (2.13)–(2.16)), результаты расчета по которым для торфяной залежи глубиной 3 м приведены на рис. 2.3, показал следующее.

Учет изменения напряженного состояния торфяной залежи под насыпью на всем интервале высот насыпей приводит к увеличению конечных осадок насыпей.

Учет влияния временных нагрузок от подвижного состава значительно влияет на величину конечных осадок низинной топяной и верховой лесотопяной залежей до мощности отсыпки менее 3,6 м, а для верховой топяной залежи – менее 3,5 метров, при высотах насыпи соответственно 2,4 и 2,0 м. Это согласуется с выводами Г.Г. Коншина [62].

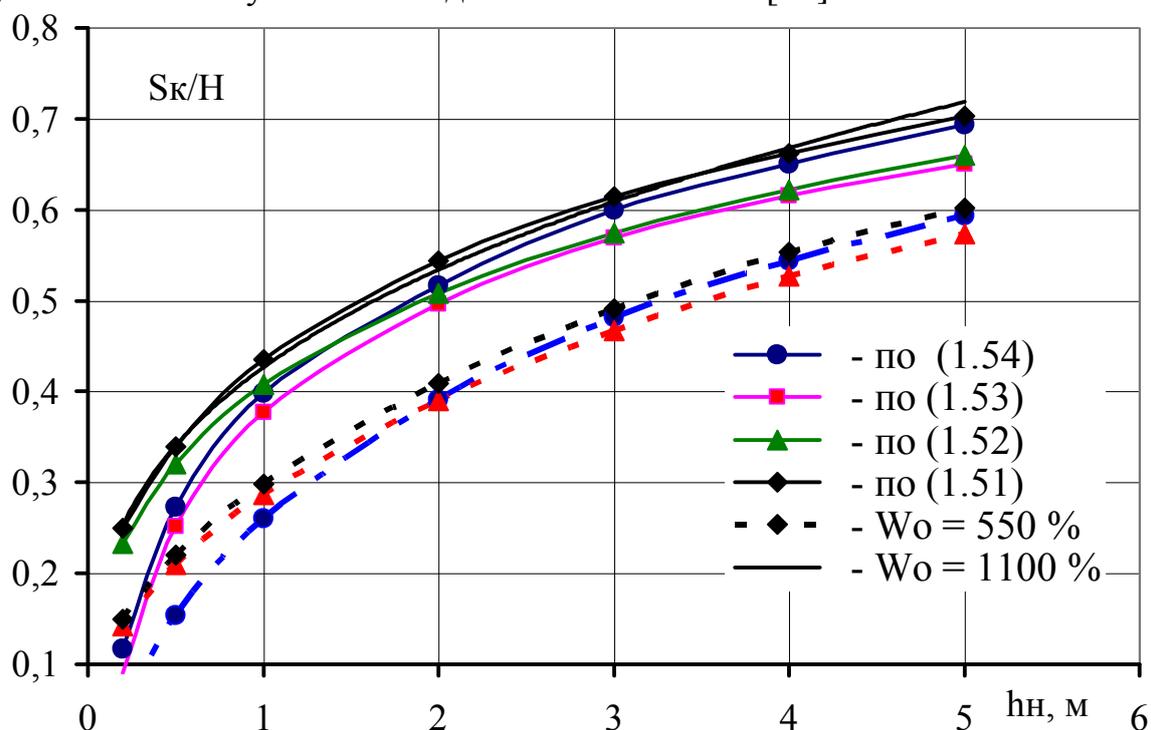


Рис. 2.3. Результаты расчета величины $\lambda = (S_k/H)$ для торфяных залежей двух подтипов глубиной $H = 3$ м по 4 расчетным схемам

Для железнодорожных насыпей широкой колеи на торфяных залежах относительные деформации, определенные по уравнению (2.13), на значительном интервале высот насыпей и естественной влажности практически постоянны в интервале глубин 1–5 м (рис. 2.4).

Апробация методов расчета толщины насыпного слоя по зависимостям (2.17) [70] и (2.23) [75] проведена для автодорог, железных дорог узкой и широкой колеи различных торфяно-болотных зон страны. Деформационные характеристики определялись по средневзвешенным параметрам общетехнических и прочностных свойств торфяной залежи.

Анализ результатов сравнения фактических и расчетных данных во всех случаях практически оказался одинаковым. Один из вариантов приведен на рис. 2.5.

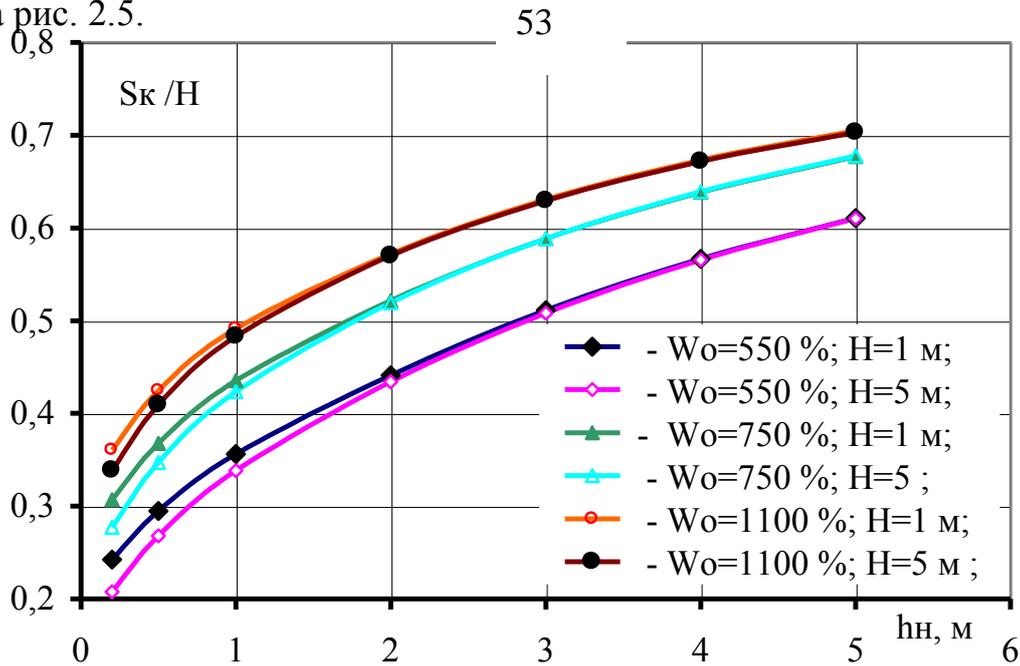


Рис. 2.4. Результаты расчета $\lambda = (S_K/H)$ по выражению (2.13) для трех подтипов торфяных залежей глубиной 1 и 5 м

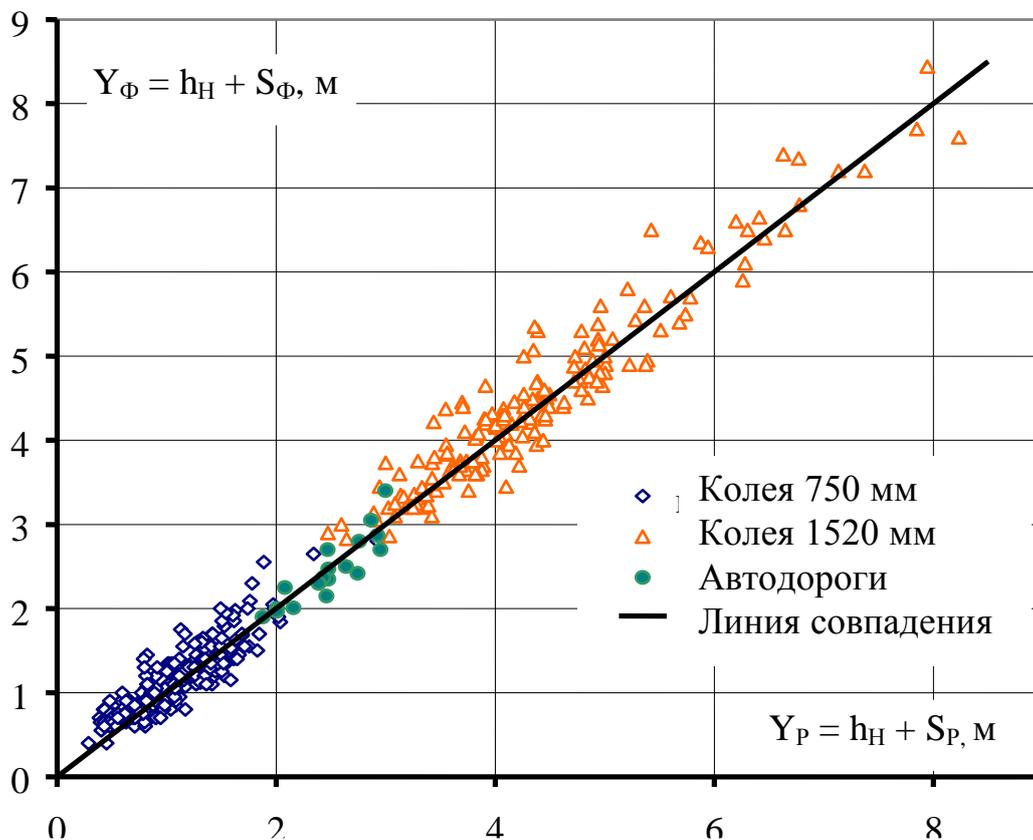


Рис. 2.5. Сравнение фактической толщины насыпного слоя дорог на болотах с ее расчетными значениями

Анализ графика показывает, что точки группируются вдоль линии абсолютного совпадения и наблюдается удовлетворительное соответствие фактических и расчетных данных.

Отклонение фактической толщины насыпного слоя от расчетной как для всех данных, так и по отдельным объектам подчиняется закону нормального распределения при соблюдении однородности дисперсии вдоль линии абсолютного совпадения (по всем данным $B_{\text{эмп}} = 17,1 < \chi_{\text{ст}}^2 = 18,3$). Для всех данных среднеквадратическое отклонение равно $\sigma_{(h+S)} = 0,252$ м, а по объектам исследования имеет следующие значения: для железных дорог колеи 1520 мм $\sigma_{(h+S)} = 0,32$ м; для автодорог $\sigma_{(h+S)} = 0,188$ м; для железных дорог колеи 750 мм $\sigma_{(h+S)} = 0,196$ м.

В связи с этим доверительный интервал для $y_{\phi} = (h_{\text{н}} + S^{\phi}_{\text{к}})$ определяется выражением

$$y_p - t \sigma_{y\phi} \leq y_{\phi} \leq y_p + t \sigma_{y\phi},$$

где t – нормирующий множитель, соответствующий выбранной вероятности.

2.8. Экспресс-оценка величины конечной осадки насыпей дорог на болотах

При расчете толщины насыпного слоя конечную осадку $S_{\text{к}}$ насыпи по осевой линии необходимо определять по схеме, учитывающей предварительное уплотнение от осушения, общее напряженное состояние деформируемого торфяного основания, возможность ограниченного бокового расширения, воздействие подвижного состава. Применимость данной схемы при внешнем давлении, не превышающем предела несущей способности торфяного основания, доказана теоретическими и экспериментальными исследованиями (соответствием фактических и расчетных данных). Расчет может быть осуществлен на ПЭВМ.

По результатам расчета на ПЭВМ для среднестатистических геометрических параметров насыпей дорог, а также типов их подстилающих торфяных залежей, величин конечных осадок могут быть рекомендованы следующие материалы.

Для приближенных расчетов конечных осадок насыпей дорог на болотах может быть использован экспресс-метод через процент осадки K :

$$S_{\text{к}} = K H / 100,$$

где H – глубина болота без слоя очеса, м [71, 92, 110].

На основе обобщения результатов расчета конечных осадок насыпей дорог на ПЭВМ величина процента осадки K , %, рассчитывается по формуле

$$K = A + B W, \tag{2.34}$$

где B – параметр, характеризующий изменение величины K в зависимости от влагосодержания W , г/г (для железных дорог колеи 750 мм $B = 2,4$ и для автодорог, железных дорог колеи 1520 мм $B = 2,5$);

A – параметр, %, определяемый по выражениям:

$$A = 10 h_n^p - 0,5 H \quad (\text{для железных дорог колеи 750 мм});$$

$$A = 5,5 + 7,5 h_n^p \quad (\text{для железных дорог колеи 1520 мм и автодорог});$$

h_n^p – расчетная высота насыпи по оси над поверхностью болота с учетом толщины балласта, дорожной одежды или верхнего строения пути.

Выражение (2.34) применимо для железных дорог колеи 750 мм при $h_n^p = 0,6 \dots 2,5$ м; $W = 5 \dots 12$ г/г, а для железных дорог колеи 1520 мм и автодорог – при $h_n^p \leq 4,5$ и $W < 12$ г/г. Глубина болота во всех случаях менее 6 м ($H \leq 6,0$ м).

Номограмма расчета конечных осадок насыпей дорог на болотах приведена на рис. 2.6 [71].

Результаты расчетов и сопоставления с фактическими осадками позволяют рекомендовать для проектной практики значения величин конечных осадок насыпей железных дорог (табл. 2.5).

Таблица 2.5. Конечная осадка насыпей дорог на болотах

Высота насыпи h_n^p	Конечная осадка насыпей (в % от глубины торфяного слоя) при влагосодержании залежи, кг/кг			
	5,0	7,5	10,0	12,5
0,6	20/–	25/–	30/–	35/–
1,0	25/25	30/30	35/40	40/45
1,5	30/–	35/–	40/–	45/–
2,0	35/35	40/40	45/45	50/50
2,5	40/–	45/–	50/–	55/–
3,0	–/40	–/45	–/55	–/60
4,0	–/50	–/55	–/60	–/65

Примечания. 1. h_n^p – расчетная высота насыпи с учетом толщины балласта, влияния верхнего строения пути или дорожной одежды. 2. Слой торфа берется за вычетом слоя очеса. 3. Числитель – колея 750 мм, знаменатель – колея 1520 мм и автодороги.

Материалы разработок в части железных дорог колеи 750 мм в виде таблицы включены в СНиП 2.05.07-91 и СНиП 2.05.07-91* [121].

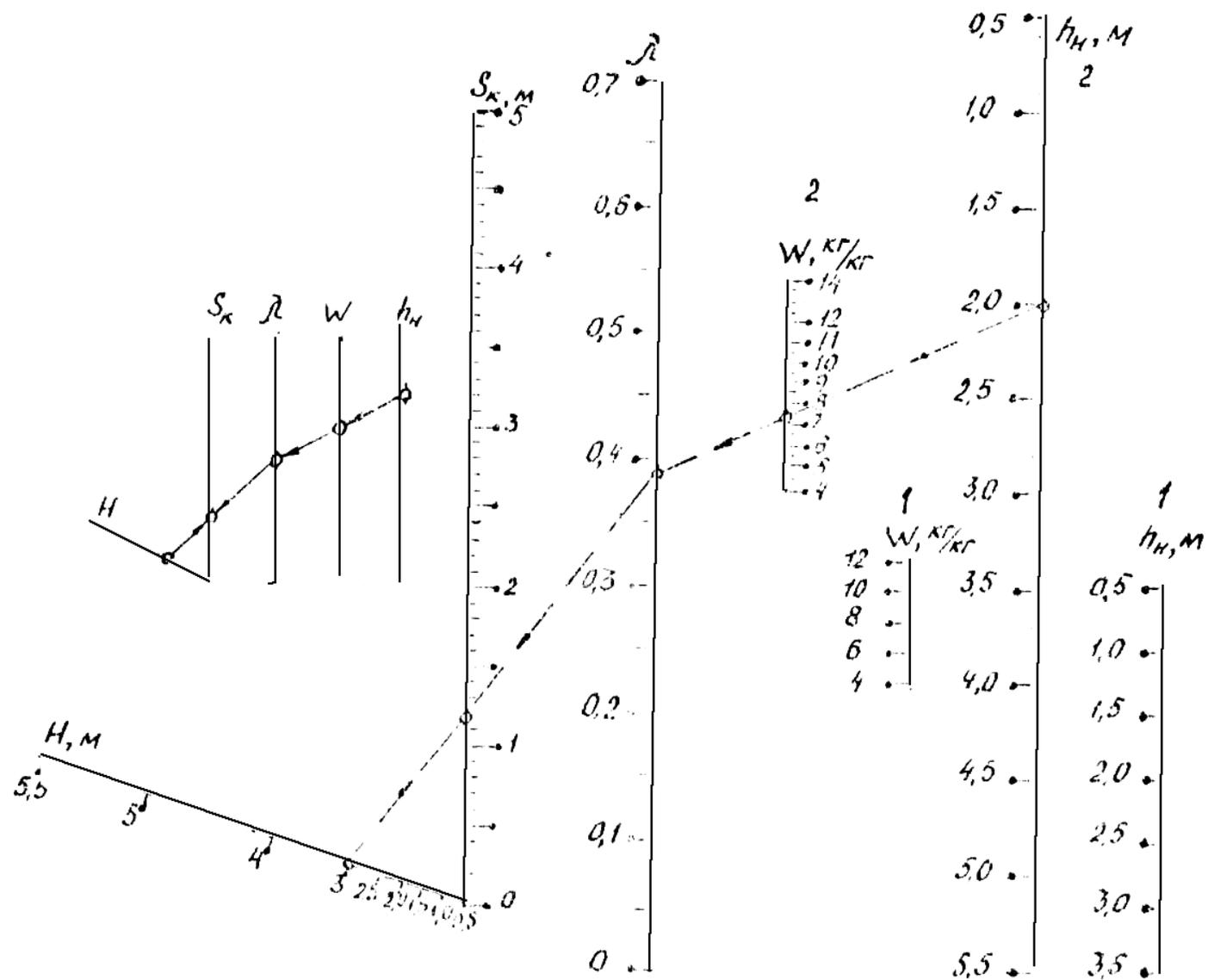


Рис. 2.6. Номограмма определения конечных осадок насыпей дорог на болотах: 1 – ж. д. колея 750 мм; 2 – автодороги и ж. д. колея 1520 мм

3. НАЗНАЧЕНИЕ ТОЛЩИНЫ НАСЫПНОГО СЛОЯ ЖЕЛЕЗНЫХ ДОРОГ НА БОЛОТАХ ПО УСЛОВИЮ ПРОЧНОСТИ ВЕРХНЕГО СТРОЕНИЯ

Рельсошпальная решетка при устройстве железнодорожного пути на болотах укладывается на балластный слой, отсыпаемый поверх земляного полотна из минеральных грунтов, которое при выторфовывании соединяется с минеральным дном, а когда торф не удаляют, опирается на него. В последнем случае под действием веса насыпи, не превышающего несущей способности торфяного основания, торф уплотняется при ограниченном боковом расширении и по прочности не уступает некоторым минеральным грунтам [26, 55, 94]. В этом случае не наблюдается выжимание торфа из-под насыпи в стороны, что характеризует торф в естественном состоянии как достаточно связанный материал, способный сопротивляться сдвиговым нагрузкам [1, 79]. Исключение могут составлять насыпи на сплавинах, подстилаемых разжиженным торфом, сапропелем, иольдиевыми глинами и глинистыми илами. В общем случае торф – упруговязкопластичный материал [1]. В уплотненном состоянии торф под насыпями автомобильных и железных дорог при воздействии подвижных нагрузок обладает практически обратимыми деформациями, т. е. имеет вязкоупругие свойства [7, 28, 51, 77]. Это происходит под воздействием временных нагрузок, после чего в торфе уже не наблюдается накопления деформаций [28]. Повторные нагрузки при этом не вызывают разрушения структуры торфа из-за связности и волокнистости его каркаса. Эти же факторы обуславливают распределяющую способность торфяного основания, деформации которого в связи с этим носят общий характер.

Железнодорожный путь в процессе своей эксплуатации, находясь под воздействием усилий от множества факторов, работает совместно с многослойным основанием (балласт – минеральный грунт земляного полотна – торф – слабые органоминеральные отложения (ил, сапропель) – плотный минеральный грунт).

Полный учет природных физико-механических свойств слоев многослойного основания при расчете его напряженно-деформированного состояния затруднен, а в ряде случаев практически невозможен, поэтому при расчете рельсового пути применяется некоторая расчетная модель основания, значительно схематизирующая природные процессы, протекающие в нем. Не останавливаясь на анализе расчетных моделей грунтовых оснований, который довольно подробно освещен в работах М.И. Горбунова-Посадова, И.И. Черкасова и др. [22], необходимо отметить следующее.

Расчет пути на прочность должен включать определение характеристик: напряжения в рельсах, упругого прогиба рельса, силы давления рельса на шпалу, напряжения в балластном слое под шпалой, а расчетная

модель основания – учет многослойности, распределительную способность, ограниченность распространения деформаций по глубине. Одной из наиболее простых в математическом отношении моделей, позволяющих в той или иной мере учитывать эти условия, является модель, предложенная В.З. Власовым [7, 20].

Основным критерием назначения толщины насыпного слоя (высота насыпи плюс ее осадка) на болоте для заданной конструкции верхнего строения пути и типа подвижного состава является обеспечение прочности рельсов от действия поездных динамических нагрузок:

$$\sigma_k \leq [\sigma_k], \quad (3.1)$$

где σ_k – кромочные напряжения изгиба в подошве рельса, МПа;

$[\sigma_k]$ – допускаемое напряжение.

Расчет толщины насыпного слоя железных дорог на торфяном основании по условию прочности верхнего строения пути производится методом последовательного приближения:

задают высоту насыпи над поверхностью болота при соблюдении требований СНиП 2.05.07-91*;

определяют толщину насыпного слоя ($h_n + S_k$) в зависимости от начальных физико-технических свойств торфяного основания и величину конечной осадки S_k ;

рассчитывают модуль упругой деформации торфа под железнодорожной насыпью E_T ;

устанавливают напряжения и деформации в элементах верхнего строения, проверяют справедливость условия (3.1) и при его несоблюдении увеличивают высоту насыпи, повторяя расчет.

3.1. Основные зависимости модели упругого основания (модель В.З. Власова для плоского напряженного состояния) с двумя характеристиками

В модели В.З. Власова упругим (линейно-деформируемым) основанием служит сжимаемый слой конечной мощности H на несжимаемом основании (рис. 3.1) [20].

Дифференциальное уравнение вертикальных перемещений V_1 такого основания от действия произвольной нагрузки $q(x)$, приложенной к его поверхности, имеет вид

$$TV_1'' - KV_1 + q(x) = 0, \quad (3.2)$$

где K – характеристика основания, определяющая его работу на сжатие, МПа,

$$K = \frac{E\delta}{1-\mu^2} \int_0^H \psi_1'^2(y) dy; \quad (3.3)$$

T – характеристика основания, определяющая его работу на сдвиг, даН,

$$T = \frac{E\delta}{2(1+\mu)} \int_0^H \psi_1^2(y) dy, \quad (3.4)$$

где E, μ – модуль упругости и коэффициент Пуассона грунта основания соответственно;

δ – ширина упругого слоя, см;

$\psi_1(y)$ – функция распределения перемещений и нормальных напряжений по высоте H рассматриваемого упругого основания.

Уравнение (3.2) отличается от уравнения деформации основания по модели Винклера наличием члена со второй производной от вертикального перемещения V_1 основания, за счет которого учитывается влияние касательных напряжений, возникающих в упругом основании, а модель способна распределять нагрузку, т. е. деформации основания под нагрузкой носят общий характер.

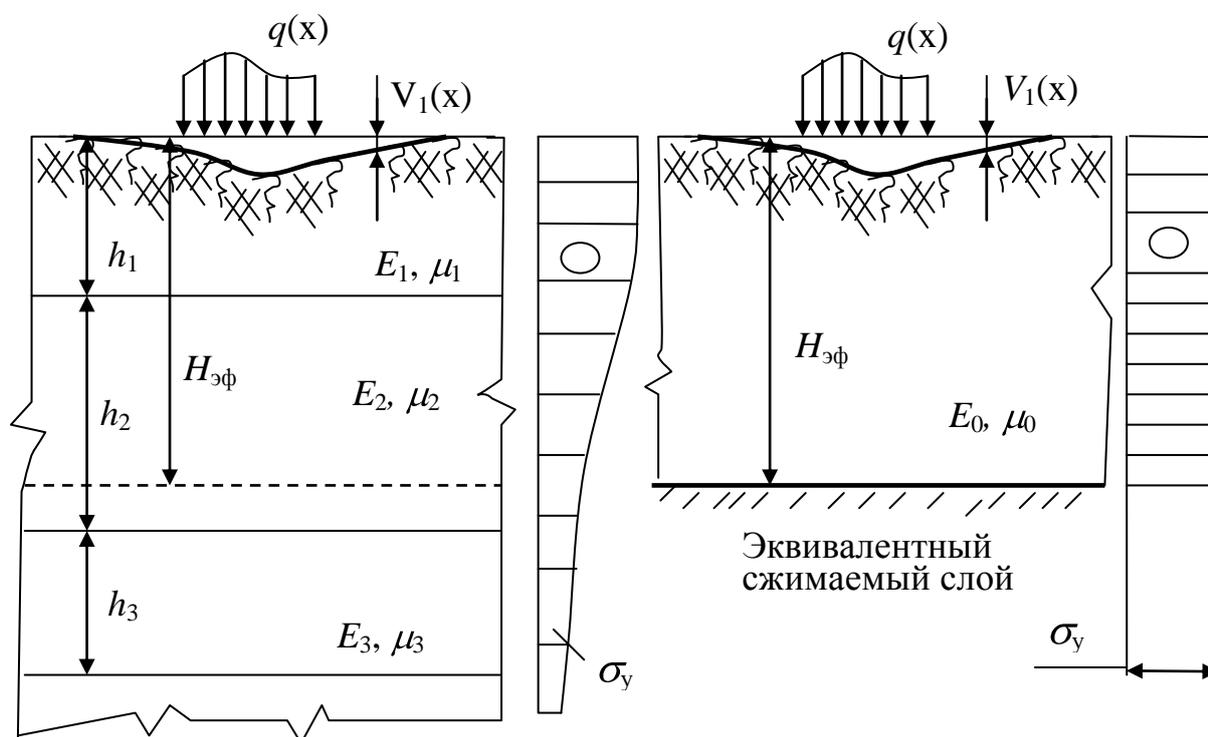


Рис. 3.1. Схема расчета по эквивалентному слою

Осадка любой точки упругого основания от сосредоточенной силы P , приложенной в начале координат, на основе решения уравнения (3.2) может быть представлена в форме

$$V_I(x,y) = P \frac{\psi_1(o)}{2\alpha T} e^{-\alpha x} \psi_1(y), \quad (3.5)$$

где $\alpha = \sqrt{K/T}$ – параметр, 1/см;

$\psi_1(o)$ – значение функции $\psi_1(y)$ у поверхности основания.

Осадка упругого основания в соответствии с (3.5) зависит от упругих свойств основания и характера распределения вертикальных перемещений по глубине H основания.

Модель В.З. Власова позволяет производить расчет верхнего строения железнодорожного пути на прочность, что вытекает из теоретических положений, приведенных ниже.

3.2. Зависимости расчета напряжений и деформации в элементах верхнего строения железнодорожных путей на основании модели В.З. Власова

В расчетах приняты следующие основные положения и допущения:
рельс рассматривается как балка бесконечной длины на сплошном основании с двумя расчетными характеристиками;

основание пути и рельсы работают в стадии упругих деформаций. Для достижения этого необходимо, чтобы в процессе строительства насыпь была достаточно уплотнена, ее остаточная осадка за счет сжатия торфа была близка к завершению, а зазоры в верхнем строении пути выбраны обкаткой поездом и подбивкой шпал;

конструкция верхнего строения пути удовлетворяет нормам и требованиям действующих СНиП 2.05.07-91*;

действие расчетных максимальных нагрузок от колеса на рельс рассматривается кратковременным;

при определении деформаций и напряжений в элементах верхнего строения пути от системы нагрузок используется принцип независимости действия сил.

Рассмотрим рельсы как балку бесконечной длины шириной δ на сплошном основании с двумя упругими характеристиками, загруженную сосредоточенной силой P .

В случае приложения силы в начале координат дифференциальное уравнение изгиба рельса имеет вид [7, 20]

$$E_P J_p \frac{d^4 y}{dx^4} - T \frac{d^2 y}{dx^2} + K y = 0, \quad (3.6)$$

где y – прогиб рельса; x – абсцисса; $E_P J_p$ – жесткость рельса.

При $T = 0$ основание теряет способность воспринимать сдвиговые нагрузки, а уравнение (3.6) превращается в известное уравнение изгиба балки на основании Винклера, вытекающего из гипотезы коэффициента постели [20].

Однородное дифференциальное уравнение может быть записано в виде

$$\frac{d^4 y}{dx^4} - 2r^2 \frac{d^2 y}{dx^2} + s^4 y = 0, \quad (3.7)$$

где $r^2 = \frac{\Gamma}{2E_p J_p}$; $s^4 = \frac{K}{E_p J_p}$. (3.8)

Общее решение однородного дифференциального уравнения четвертого порядка имеет вид

$$y(x) = C_1 \Phi_1 + C_2 \Phi_2 + C_3 \Phi_3 + C_4 \Phi_4,$$

где C_1, C_2, C_3, C_4 – произвольные постоянные интегрирования;

$\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3, \Phi_4$ – некоторые известные функции, определяемые в зависимости от вида корней характеристического уравнения

$$p^4 - 2r^2 p^2 + s^4 = 0.$$

(3.9)

В зависимости от соотношения характеристик s и r могут иметь место три варианта определения корней уравнения (3.9):

1) при $s > r$

$$p = \pm \varphi_1 \pm \varphi_2 i,$$

где φ_1 и φ_2 – действительные положительные числа:

$$\varphi_1 = \sqrt{(s^2 + r^2)/2} \quad ; \quad \varphi_2 = \sqrt{(s^2 - r^2)/2} \quad ; \quad (3.10)$$

2) при $s = r$

$$p_1 = p_2 = r; \quad p_3 = p_4 = -r;$$

3) при $s < r$

$$p_1 = -p_2 = \sqrt{r^2 + \sqrt{r^4 - s^4}} \quad ;$$

$$p_3 = -p_4 = \sqrt{r^2 - \sqrt{r^4 - s^4}} \quad .$$

При расчете балок наиболее вероятен 1-й вариант, при котором все корни уравнения (3.9) мнимые [16]. В этом случае полное решение дифференциального уравнения (3.7) будет иметь вид

$$y(x) = C_1 e^{-\varphi_1 x} \cos(\varphi_2 x) + C_2 e^{-\varphi_1 x} \sin(\varphi_2 x) +$$

$$+ C_3 e^{+\varphi_1 x} \sin(\varphi_2 x) + C_4 e^{+\varphi_1 x} \cos(\varphi_2 x).$$

Принимая во внимание, что при $x \rightarrow \infty$ $y(x) \rightarrow 0$, получим:

$$C_3 = C_4 = 0.$$

Выражение для определения прогиба рельса примет вид

$$y(x) = C_1 e^{-\varphi_1 x} \cos(\varphi_2 x) + C_2 e^{-\varphi_1 x} \sin(\varphi_2 x). \quad (3.11)$$

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 могут быть определены при $X = 0$ из граничных условий:

угол поворота поперечного сечения рельса в точке приложения нагрузки равен нулю, т. е.

$$\begin{aligned} & \text{тогда} \quad \frac{dy}{dx} = 0, \\ & C_1 \varphi_1 - C_2 \varphi_2 = 0; \end{aligned} \quad (3.12)$$

перерезывающая сила

$$Q(0) = -E_p J_p y''' = -\frac{P}{2}. \quad (3.13)$$

Решая уравнения (3.11) и (3.13), получим:

$$C_1 \varphi_1 (3\varphi_2^2 - \varphi_1^2) + C_2 \varphi_2 (3\varphi_1^2 - \varphi_2^2) = \frac{P}{2E_p J_p}. \quad (3.14)$$

Решение системы из уравнений (3.12) и (3.14) дает для постоянных интегрирования выражения

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= \frac{P}{4E_p J_p \varphi_1 s^2}; \\ C_2 &= \frac{P}{4E_p J_p \varphi_2 s^2}. \end{aligned} \right\} \quad (3.15)$$

Подставив выражение (3.15) в формулу (3.11), получим уравнение прогибов рельса :

$$y(x) = \frac{P}{4E_p J_p \varphi_1 s^2} e^{-\varphi_1 x} \left[\cos(\varphi_1 n x) + \frac{1}{n} \sin(\varphi_1 n x) \right], \quad (3.16)$$

где $n = \varphi_2 / \varphi_1$.

Используя известные формулы сопротивления материалов, получим уравнения для изгибающих моментов и поперечных сил рельса:

$$M(x) = -E_p J_p y'' = \frac{P}{4\varphi_1} e^{-\varphi_1 x} \left[\cos(\varphi_1 n x) - \frac{1}{n} \sin(\varphi_1 n x) \right]; \quad (3.17)$$

$$Q(x) = -E_p J_p y''' = -\frac{P}{2} e^{-\varphi_1 x} \left[\cos(\varphi_1 n x) - \frac{1-n^2}{2n} \sin(\varphi_1 n x) \right]. \quad (3.18)$$

Интенсивность реактивного отпора упругого основания на единицу длины рельса [9, 94]

$$q(x) = -Ty'' + Ky = -E_p J_p y^{IV}, \quad (3.19)$$

$$q(x) = \frac{P}{4} \varphi_1 (3 - n^2) e^{-\varphi_1 x} \left[\cos(\varphi_1 n x) - \frac{1 - 3n^2}{n(3 - n^2)} \sin(\varphi_1 n x) \right]. \quad (3.20)$$

По аналогии с имеющимися решениями для рельса как бесконечной балки [20, 22] формулы (3.16)–(3.20) могут быть представлены также в сокращенном виде

$$\left. \begin{aligned} y(x) &= \frac{P}{4E_p J_p \varphi_1 s^2} \cdot \eta(x); \\ M(x) &= \frac{P}{4\varphi_1} \cdot \mathcal{G}(x); \\ q(x) &= \frac{P}{4} \varphi_1 (3 - n^2) \cdot \nu(x). \end{aligned} \right\} \quad (3.21)$$

При расчете элементов верхнего строения пути под действием системы вертикальных сил ($n > 1$) в заданном сечении в соответствии с принципом независимости их действия величины $y(x)$, $M(x)$, $q(x)$ будут определяться от воздействия эквивалентных грузов по зависимостям, аналогичным (3.21):

$$y(x) = \frac{1}{4E_p J_p \varphi_1 s^2} \cdot \sum_{i=1}^{i=n} P_i \eta(x)_i; \quad (3.22)$$

$$M(x) = \frac{1}{4\varphi_1} \cdot \sum_{i=1}^{i=n} P_i \mathcal{G}(x)_i; \quad (3.23)$$

$$q(x) = \frac{1}{4} \varphi_1 (3 - n^2) \cdot \sum_{i=1}^{i=n} P_i \nu(x)_i. \quad (3.24)$$

Силы $\sum P_i \eta_i$, $\sum P_i \mathcal{G}_i$, $\sum P_i \nu_i$ принято называть эквивалентными, заменяющими заданную систему вертикальных сил соответственно в отношении y , M , q .

Сила давления рельса на шпалу

$$Q_p = q(x) \cdot \ell = \frac{\ell}{4} \varphi_1 (3 - n^2) \cdot \sum_{i=1}^{i=n} P_i \nu(x)_i. \quad (3.25)$$

При известных значениях изгибающего момента $M(x)$ (3.23) и силы давления на шпалу Q_p (3.25) статические напряжения в элементах верхнего строения железнодорожного пути определяются по формулам:

напряжения в рельсе от изгиба

$$\sigma_k(x) = \frac{M(x)}{W_p} = \frac{1}{4W_p \varphi_1} \cdot \sum_{i=1}^{i=n} P_i \mathcal{G}(x)_i; \quad (3.26)$$

напряжения в шпале под подкладкой

$$\sigma_{ш} = \frac{Q_p}{\omega} = \frac{\ell}{4\omega} \varphi_1 (3 - n^2) \cdot \sum_{i=1}^{i=n} P_i \nu(x)_i; \quad (3.27)$$

напряжения в балластном слое непосредственно под шпалой

$$\sigma_b = \frac{Q_p}{\Omega \alpha} = \frac{\ell}{4\Omega \alpha} \varphi_1 (3 - n^2) \cdot \sum_{i=1}^{i=n} P_i \nu(x)_i. \quad (3.28)$$

В формулах (3.16)–(3.28) приняты следующие обозначения и размерности:

P – расчетное давление от колеса локомотива на рельс, даН;

W_p – момент сопротивления рельса с учетом износа, см³;

J_p – момент инерции рельса относительно горизонтальной оси, см⁴;

E_p – модуль упругости рельсовой стали, $E_p = 2,1 \cdot 10^5$ МПа;

ℓ – расстояние между осями шпал, см;

$\mathcal{G}(x)$, $\eta(x)$, $\nu(x)$ – ординаты линий влияния силы P на величины изгибающего момента, прогиба рельса и силы давления рельса на шпалу соответственно в сечении, расположенном на расстоянии x от точки приложения силы:

$$\mathcal{G}(x) = e^{-\varphi_1 x} \left[\cos(\varphi_1 n x) - \frac{1}{n} \sin(\varphi_1 n x) \right]; \quad (3.29)$$

$$\eta(x) = e^{-\varphi_1 x} \left[\cos(\varphi_1 n x) + \frac{1}{n} \sin(\varphi_1 n x) \right]; \quad (3.30)$$

$$\nu(x) = e^{-\varphi_1 x} \left[\cos(\varphi_1 n x) - \frac{1-3n^2}{n(3-n^2)} \sin(\varphi_1 n x) \right], \quad (3.31)$$

где $S, r, \varphi_1, \varphi_2$ – вспомогательные расчетные величины, см⁻¹;

ω – площадь подкладки, см²;

Ω – площадь полушпалы, см²;

α – коэффициент изгиба шпалы.

Следует отметить, что при $n = 1$ эпюры $\mathcal{G}(x)$, $\eta(x)$, $\nu(x)$ аналогичны решениям по модели Винклера [9].

Для того чтобы расчетные характеристики $s, r, \varphi_1, \varphi_2$ носили безразмерный характер, можно при решении дифференциального уравнения (3.7) перейти от действительной координаты x к приведенной относительной координате $\xi = x/L$, где L – некоторая величина, имеющая раз-

мерность длины, см. Величину L можно назвать упругой характеристикой

рельса и по предложению М.И. Горбунова-Посадова [22] и В.З. Власова [20] принять:

$$L = \sqrt{\frac{2E_p J_p (1 - \mu^2)}{E \delta}} .$$

При этом дифференциальное уравнение (3.7) переписывается в виде

$$\frac{d^4 y}{d\xi^4} - 2r_{\delta}^2 \frac{d^2 y}{d\xi^2} + s_{\delta}^4 y = 0 ,$$

где s_{δ}^4 , r_{δ}^2 – упругие безразмерные характеристики, вычисляемые по формулам:

$$r_{\delta}^2 = \frac{TL^2}{2E_p J_p} = \frac{1 - \mu}{L} \int_0^H \psi_1^2(y) dy ;$$

$$s_{\delta}^4 = \frac{KL^4}{E_p J_p} = 2L \int_0^H \psi_1'^2(y) dy .$$

Формулы (3.21) для определения прогиба, изгибающего момента и реактивного давления в соответствии с решением [20] для системы вертикальных сил будут иметь вид

$$\left. \begin{aligned} y(\xi) &= \frac{(1 - \mu^2)}{2E\delta\varphi_1 s_{\delta}^2} \cdot \sum P_i \eta(\xi)_i ; \\ M(\xi) &= \frac{L}{4\varphi_1} \cdot \sum P_i \mathcal{G}(\xi)_i ; \\ q(\xi) &= \frac{1}{4L} \varphi_1 (3 - n^2) \cdot \sum P_i \nu(\xi)_i , \end{aligned} \right\} \quad (3.32)$$

где ординаты безразмерных эпюр $\mathcal{G}(\xi)$, $\eta(\xi)$, $\nu(\xi)$ определяются по формулам (3.29), (3.30), (3.31).

Расчетные формулы (3.26)–(3.28) позволяют производить определение динамических напряжений в элементах верхнего строения пути. При динамическом расчете пути на прочность эквивалентные силы $\sum P_i \eta_i$, $\sum P_i \mathcal{G}_i$, $\sum P_i \nu_i$ заменяют динамически действующей системой вертикальных сил в отношении упругого прогиба, изгибающего момента,

силы давления на шпалу, которые следует определять по существующим «Правилам производства расчета верхнего строения железнодорожного пути на прочность».

Расчетные формулы (3.21) и (3.32) имеют общий характер и остаются справедливыми при любом выборе функции вертикального распределения перемещений $\psi(y)$ в упругом однослойном основании толщиной H .

3.3. Влияние функции вертикального распределения перемещений на упругие характеристики основания

Для сжимаемого слоя конечной толщины, в пределах которого нормальные напряжения σ_y можно принять постоянными, функция вертикального распределения перемещений может быть принята в виде

$$\psi_{1(y)} = (H - y)/y. \quad (3.33)$$

В этом случае упругие характеристики уравнения (3.6) при учете выражений (3.3), (3.4) будут представлены в виде [20]

$$K = \frac{E\delta}{H(1-\mu^2)}; \quad T = \frac{E\delta H}{6(1+\mu)}. \quad (3.34)$$

Однако в реальных условиях напряжения по глубине основания не постоянны ($\sigma_y \neq \text{const}$), а уменьшаются с увеличением толщины слоя. По данным исследований [43, 51, 59], это изменение может быть описано показательной зависимостью. В этом случае функция $\psi_{1(y)}$ может быть принята в виде

$$\psi_{1(y)} = e^{-\gamma y}, \quad (3.35)$$

где γ – коэффициент, характеризующий быстроту затухания осадок по глубине основания.

Характеристики K и T в соответствии с (3.35) примут вид

$$\left. \begin{aligned} K &= \frac{E\delta\gamma}{2(1-\mu^2)} \left(1 - e^{-2\gamma H} \right); \\ T &= \frac{E\delta}{4\gamma(1+\mu)} \left(1 - e^{-2\gamma H} \right). \end{aligned} \right\} \quad (3.36)$$

Формула (3.35) предполагает наличие некоторой доли перемещений на глубине большей, чем рассматриваемая толщина слоя H .

Исключив влияние ширины условной балки δ , из сопоставления K и T , получим выражение для оценки коэффициента γ :

$$\gamma = \sqrt{\frac{K}{2T} (1 - \mu^2)}. \quad (3.37)$$

Анализируя выражение (3.37), можно заметить, что коэффициент γ при изменении величины μ от 0 до 0,5 будет колебаться в интервале $\sqrt{K/4T} < \gamma \leq \sqrt{K/2T}$. С учетом результатов определения коэффициента μ торфа [1, 2, 10, 12, 110] величина его может быть принята равной $\mu = 0,43$. Тогда

$$\gamma = \sqrt{0,285 \left(\frac{K}{T} \right)}. \quad (3.38)$$

Модуль упругости торфа в соответствии с (3.36) по данным полевого определения K и T может быть найден из формулы

$$E = \frac{2(1 - \mu^2)}{\delta \sqrt{(1 - \mu)/(2KT)} \left(1 - e^{-2H \sqrt{(1 - \mu) \left(\frac{K}{2T} \right)}} \right)}$$

или по прогибу и напряжениям в рельсе

$$E = \frac{2 W_P^2}{\delta \gamma E_P J_P} \left(\frac{\sigma_{k(0)}}{y_{(0)}} \right)^2 \frac{(1 - \mu^2)}{(1 - e^{-2\gamma H})}.$$

Из этих зависимостей следует, что $E = f(\delta, \gamma, H)$.

При известной величине модуля упругости торфа E как инвариантной его характеристики может быть оценена ширина условной балки δ из выражения

$$\delta = \frac{2(1 - \mu^2)}{E \sqrt{(1 - \mu)/(2KT)} \left(1 - e^{-2H \sqrt{(1 - \mu) \left(\frac{K}{2T} \right)}} \right)}.$$

Если упругое основание имеет большую толщину и состоит из ряда сжимаемых слоев с различными деформационными свойствами, то реальное упругое основание заменяют эквивалентным слоем, в котором $\sigma_y = \text{const}$, относительная осадка поверхности которого совпадает с действительной ее величиной при реальном распределении напряжений по глубине (см. рис. 3.1), а функцию вертикального распределения перемещений принимают по зависимости (3.33).

3.4. Определение деформационных характеристик многослойного линейно-деформируемого грунтового основания

В инженерной практике эффективный модуль деформации многослойного основания принято определять по зависимости А.Г. Тархова [84]

$$\frac{H}{E} = \sum_{i=1}^n \frac{h_i}{E_i}, \quad (3.39)$$

где E_i – модуль деформации i -го слоя мощностью h_i ;

$H = \sum h_i$ – мощность деформируемой толщины основания.

Зависимость (3.39) получена для условий плоского напряженного состояния, предполагая, что трение между слоями отсутствует.

В соответствии с гипотезой эквивалентной гомогенности при определении эффективных характеристик деформационных свойств неоднородного слоистого основания, которое представляется эквивалентным неоднородным трансверсально-изотропным основанием, должно выполняться условие: перемещения и напряжения в любой точке этого основания, рассчитанные при заданных граничных условиях, должны соответствовать реальным напряжениям и перемещениям.

При соблюдении этих условий в работе [84] предложены формулы, по которым можно определить эффективные (приведенные) характеристики деформационных свойств многослойного основания ($n \geq 2$):

$$\frac{H}{E} = \frac{\left(\sum_{i=1}^n \frac{h_i E_{i(0)}}{1 - \mu_i} \right) \left[\sum_{i=1}^n \frac{h_i (1 + \mu_i)(1 - 2\mu_i)}{E_{i(0)}(1 - \mu_i)} \right] + 2 \left(\sum_{i=1}^n \frac{h_i \mu_i}{1 - \mu_i} \right)^2}{\sum_{i=1}^n \frac{h_i E_{(0)i}}{1 - \mu_i}}; \quad (3.40)$$

$$\frac{H}{G} = \left[2 \sum_{i=1}^n \frac{h_i (1 + \mu_i)}{E_{i(0)}} \right]; \quad (3.41)$$

$$\mu = \frac{\left(\sum_{i=1}^n \frac{h_i E_{(0)i}}{1 + \mu_i} \right) \left(\sum_{i=1}^n \frac{h_i \mu_i}{1 - \mu_i} \right)}{H \sum_{i=1}^n \frac{h_i E_{i(0)}}{1 - \mu_i^2}}.$$

где E , G , μ – приведенные величины модуля деформации, модуля сдвига, коэффициента поперечного расширения многослойного основания соответственно.

Модули упругости рельсового основания K и T под условной балкой шириной δ могут быть выражены через 2 коэффициента постели (коэффициент сжатия C_1 и коэффициент сдвига C_2) [97]:

$$K = C_1 \delta; \quad T = C_2 \delta. \quad (3.42)$$

Вывод обобщающих формул для определения коэффициентов постели C_1 и C_2 деформируемого грунтового основания, состоящего из конечного числа линейно-деформируемых слоев различной толщины и с разными физико-механическими характеристиками, выполнен И.А. Медниковым [56]. Принято, что касательные напряжения характеризуются некоторыми криволинейными эпюрами без скачков на границах смежных слоев, на которых они равны между собой.

В соответствии с рекомендациями И.А. Медникова коэффициенты постели C_1 и C_2 находят из формул:

$$C_1 = \frac{1}{\hat{\delta}_1}; \quad (3.43)$$

$$C_2 = \frac{G_1}{6\hat{\delta}_1} \sum_{k=1}^{k=n} h_k \left[\hat{\delta}_k (2\hat{f}_k + \hat{f}_{k+1}) + \hat{\delta}_{k+1} (2\hat{f}_{k+1} + \hat{f}_k) \right], \quad (3.44)$$

где $\hat{\delta}_1, \hat{\delta}_k, \hat{\delta}_{k+1}, \hat{\delta}_n$ – узловые ординаты эпюр вертикальных смещений (деформаций) на стыке слоев, счет которых ведется сверху вниз,

$$\hat{\delta}_1 = \sum_{i=1}^{i=n} \frac{h_i}{E_i}; \quad \dots \quad \hat{\delta}_k = \sum_{i=k}^{i=n} \frac{h_i}{E_i}; \quad \dots \quad \hat{\delta}_n = \frac{h_n}{E_n}; \quad \hat{\delta}_{n+1} = 0; \quad (3.45)$$

\hat{f}_k, \hat{f}_{k+1} – узловые ординаты эпюр касательных напряжений k -го и $k+1$ -го сверху слоев, причем $\hat{f}_1 = 1; \hat{f}_{n+1} = 0$.

В постановке И.А. Медникова [56]:

$$\hat{f}_k = \frac{1}{t_1} \sum_{i=k}^{i=n} \frac{h_i}{G_i}; \quad \hat{f}_{k+1} = \frac{1}{t_1} \sum_{i=k+1}^{i=n} \frac{h_i}{G_i}; \quad (3.46)$$

$$t_1 = \sum_{i=1}^{i=n} \frac{h_i}{G_i};$$

где G_i – модуль деформации сдвига, который определяют с учетом отклонения грунтов от совершенно упругих тел:

$$G_i = m_i G_{i(\text{упр})} = \frac{m_i E_{i(0)}}{2(1 + \mu_i)}; \quad (3.47)$$

где $E_{i(0)}$, μ_i – модуль деформации (упругости) и коэффициент Пуассона грунта в i -м слое;

h_i – толщина i -го слоя основания деформируемой глубины $H = \sum_{i=1}^{i=n} h_i$;

m_i – коэффициент, учитывающий отклонение грунтов от упругих тел.

По предложению П.Л. Пастернака [67], ординаты \hat{f}_k , \hat{f}_{k+1} при использовании эпюры вертикальных смещений

$$\hat{f}_k = \frac{\hat{\delta}_k}{\hat{\delta}_1}; \quad \hat{f}_{k+1} = \frac{\hat{\delta}_{k+1}}{\hat{\delta}_1}.$$

Из сопоставления зависимостей (3.39) и (3.43) с (3.45) следует, что коэффициент постели C_1 многослойного основания определяется по формуле Горбунова-Посадова [22] для однородного упругого основания конечной толщины H с эффективным модулем деформации $E_{\text{эф}}$:

$$C_1 = \frac{E_{\text{эф}(1)}}{H} = \frac{1}{\sum_{i=1}^{i=n} \frac{h_i}{E_i}}. \quad (3.48)$$

Вывод этой зависимости соответствует условию плоского напряженного состояния.

Из сопоставления уравнений (3.46) и (3.47) с (3.41) следует, что узловые ординаты эпюр касательных напряжений в методе И.А. Медникова представляют собой следующие соотношения эффективных модулей сдвига k -слойной и n -слойной толщин:

$$\hat{f}_k = \frac{G_{\text{эф}(1)} \cdot \sum_{i=k}^{i=n} h_i}{G_{\text{эф}(k)} \cdot H}.$$

При определении узловых ординат эпюр вертикальных смещений $\hat{\delta}_1$, а также при расчете по зависимости (3.48) используется приведенный модуль деформации E_i каждого слоя, учитывающий действие вертикальной касательной нагрузки, который может быть принят в виде:

по модели В.З. Власова принимается значение цилиндрического модуля деформации

$$E_i = \frac{E_{i(0)}}{1 - \mu_i^2}; \quad (3.49)$$

по модели П.Л. Пастернака [65]

$$E_i = \frac{E_{i(0)}}{1 - 2\mu_i^2}. \quad (3.50)$$

И.А. Медников предлагает при одноосном сжатии использовать известную зависимость

$$E_i = E_{i(0)} \frac{1 - \mu_i}{(1 + \mu_i)(1 - 2\mu_i)}. \quad (3.51)$$

Следует отметить, что параметры $E_{(0)}$ и μ для плоского напряженного состояния следует принимать равными параметрам $E_{гр}$, $\mu_{гр}$ грунта, т. е. $E_{(0)} = E_{гр}$ и $\mu = \mu_{гр}$, а для плоской деформации – $E_{(0)} = E_{гр}/(1 - \mu_{гр}^2)$ и $\mu = \mu_{гр}/(1 - \mu_{гр})$. Если взять $E_{(0)}$ и μ для плоской деформации, то выражение (3.49) преобразуется в выражение (3.51), а выражение (3.50) – в известную зависимость определения модуля деформации грунта по одометрическим испытаниям. Зависимость (3.47) для модуля деформации сдвига G остается неизменной для обоих состояний. Величина рассчитанного модуля E_i уменьшается при переходе от выражения (3.51) к (3.50), а затем к (3.49).

М.И. Горбунов-Посадов [22] рекомендует принимать среднее значение модуля из величин, найденных по выражениям (3.49) и (3.51). Анализ зависимости (3.40) показывает, что величина модуля, полученного по ней, примерно соответствует этим рекомендациям.

Исходные условия при выводе уравнений (3.37) и (3.38) содержали условие одномерности уплотнения многослойного основания, т. е. постоянства нормальных напряжений по глубине слоя ($\sigma_y = \text{const}$). В этом случае поперечное распределение перемещений многослойного основания по высоте $H = \sum_{i=1}^{i=n} h_i$ будет определяться деформационными характеристиками i -х слоев в соответствии с зависимостью (3.26), поэтому уравнения (3.37)–(3.38) применимы для слоя конечной небольшой толщины при соблюдении условия $\sigma_y = \text{const}$ и отсутствии вертикальных перемещений по подошве слоя.

Если нормальные напряжения по глубине слоя конечной толщины нельзя принять постоянными, т. е. она значительна, необходимо учитывать изменения нормальных напряжений по глубине слоя. Одним из способов является выбор функции $\Psi_{1(y)}$, отражающей естественный закон затухания осадок и напряжений по глубине слоя и отвечающей физическому и теоретическому смыслу решаемой задачи, а другим – переход к эквивалентному

слою, работа на деформацию которого при $\sigma_y = \text{const}$ была бы равна работе многослойного основания фактической толщины.

В первом случае при задании функции в виде зависимости (3.35) определение параметров $K_{об}$ и $T_{об}$ можно осуществлять по приведенным деформационным характеристикам многослойного основания

$$(3.52) \quad \left. \begin{aligned} K_{об} &= \frac{E_{эф} \delta \gamma}{2} \left(-e^{-2\gamma H} \right); \\ T_{об} &= \frac{G_{эф} \delta}{2\gamma} \left(-e^{-2\gamma H} \right), \end{aligned} \right\}$$

где $E_{эф}$, $G_{эф}$ определяют по действительной мощности слоев грунта H_i .

Величина $E_{эф}$ может быть определена по зависимости (3.40), а также по зависимостям (3.48) и (3.49) как для плосконапряженного состояния, так и для состояния плоской деформации. Для практических расчетов принята зависимость (3.40).

Определение величины $G_{эф}$ возможно осуществлять двумя способами: по зависимости (3.55) или выражению

$$G_{эф} = E_{(0)}^{эф} / [2(1 + \mu_{эф})], \quad (3.53)$$

где $E_{(0)}^{эф}$ – приведенный модуль грунта основания.

Для слабых торфяных оснований, включающих разности придонных слоев (сапропели, илы, заторфованные грунты – суглинки, глины, супеси) общей деформируемой толщиной H , величина эквивалентного слоя $H_{ЭК}$, по А.С. Королеву, может быть

$$H_{ЭК} = H A \omega, \quad (3.54)$$

где A – параметр, учитывающий влияние боковых деформаций на вертикальные осадки, для постоянного по глубине коэффициента Пуассона μ

$$A = \frac{(1 - \mu)^2}{1 - 2\mu}; \quad (3.55)$$

ω – коэффициент, зависящий от отношения $\delta / 2H$.

При расчете рельсовых путей величина δ должна определяться из выражения

$$\delta = \frac{a \cdot b}{2\ell} \alpha_{изг},$$

где $a \cdot b$ – площадь шпалы шириной b и длиной a ;

ℓ – расстояние между осями шпал;

$\alpha_{изг}$ – коэффициент изгиба шпал.

Замена площади рельсошпальной решетки площадью фиктивного лежня шириной δ , на который опираются два рельса, является расчетным приемом, принятым при производстве прочностных расчетов пути.

В этом случае напряженно-деформируемое состояние в расчетном слое H приближенно будет соответствовать состоянию, которое создается рельсошпальной решеткой при воздействии на нее системы динамических сил от подвижного состава.

Для деформируемого однородного слоя конечной толщины H с деформационными характеристиками грунта $E_{(0)}$ и μ в условиях плоского напряженного состояния параметры $K_{об}$ и $T_{об}$ по методу эквивалентного слоя в соответствии с (3.34) и (3.54) будут равны

$$K_{об} = \frac{E_{(0)} \delta}{H_{ЭК}(1-\mu^2)}; \quad (3.56)$$

$$T_{об} = \frac{E_{(0)} \delta H_{ЭК}}{6(1+\mu)}. \quad (3.57)$$

Для многослойного основания конечной толщины $H = \sum_{i=1}^n h_i$ параметры $K_{об}$ и $T_{об}$ квазиоднородного основания при приведении к эквивалентному слою могут быть найдены по выражениям:

$$K_{об} = E_{эф} \cdot \delta / H_{ЭК}; \quad T_{об} = (G_{эф} \cdot \delta \cdot H_{ЭК}) / 3,$$

где $G_{эф}$ – модуль деформации сдвига квазиоднородного основания, который может быть определен по зависимости (3.41) или (3.53).

В связи с тем что распределение напряжений справедливо для схемы полупространства, величина суммарного эквивалентного слоя складывается из эквивалентных слоев многослойного основания, толщина которых может быть определена по выражениям:

$$H_{ЭК} = \sum h_{ЭК.i}; \quad h_{ЭК.i} = \delta A_i (K_i - K_{i-1}), \quad (3.58)$$

где A_i – коэффициент, зависящий от величины коэффициента Пуассона μ_i i -го слоя грунта (насыпь, торф, подстилающее минеральное основание) и определяемый по выражению (3.55);

K_i – коэффициент, характеризующий величину напряжения на глубине перед следующим слоем грунта и зависящий от величины отношения

$$\frac{\sum_1^i h_i}{\delta}; \quad K_{i=0} = 0.$$

Для слоя минерального грунта, расположенного выше слоя торфа, $\sum_1^1 h_i = h_1 = h_{н+s} + h_{\delta}$ ($h_{н+s}$ – толщина насыпного слоя, см; h_{δ} – толщина балластного слоя, см).

Численные значения коэффициента K_i получены в соответствии с решениями М.И. Горбунова-Посадова [22] (табл. 3.1) или могут быть оценены по зависимостям в аппроксимации автора [110]

$$K_i = \sqrt[3]{\sum h_i / \delta} - 0,26 \quad \text{при } \sum h_i / \delta < 10;$$

$$K_i = \sqrt[3]{\sum h_i / \delta} - (0,012 \sum h_i / \delta + 0,14) \quad \text{при } \sum h_i / \delta \geq 10;$$

$$K_i = 0,5134 + 0,554 \ln \left(\sum h_i / \delta \right) + 0,0178 \left[\ln \left(\sum h_i / \delta \right) \right]^2.$$

Таблица 3.1. Значения коэффициента K_i

$\frac{\sum h_i}{\delta}$	0,25	0,50	0,75	1,0	1,5	2	3	5	10	20	50
K_i	0,13	0,26	0,39	0,52	0,74	0,89	1,14	1,46	1,89	2,34	2,92

Анализ результатов расчета показывает, что для однородного по деформационным параметрам слоя его эквивалентные толщины, рассчитанные по зависимостям (3.54) и (3.58), незначимо различаются между собой.

Модуль упругости K_n подрельсового линейнодеформируемого многослойного основания (n слоев) при использовании зависимостей (3.42) и (3.43) может быть определен по выражению

$$K_n = \frac{E_1 \delta}{h_{1_{\text{экв}}} A},$$

где $A = \sum_{i=1}^n \psi_i = \sum_{i=1}^n \frac{E_1 h_i}{E_i h_{1_{\text{экв}}}}$.

Для двухслойного основания (насыпь + торф) при использовании зависимости (3.49) модули K и T могут быть определены по выражениям, приведенным в работе [41]:

$$\left. \begin{aligned} K_2 &= \frac{E_{1(0)} \delta}{h_{1_{\text{экв}}} (1 - \mu_1^2) (1 + \psi_2)}; \\ T_2 &= \frac{E_{1(0)} \delta m_1}{12 (1 + 1/\psi_2) (1 + \chi) (1 + \mu_1)} \left[h_{1_{\text{экв}}} \left(3\chi + 3/\psi_2 + 2\chi/\psi \right) + 2h_{2_{\text{экв}}} \right] \end{aligned} \right\} (3.59)$$

где $\psi_2 = \frac{E_{1(0)} (1 - \mu_2^2) h_{2_{\text{экв}}}}{E_{2(0)} (1 - \mu_1^2) h_{1_{\text{экв}}}}$; $\chi = \frac{G_2 h_{1_{\text{экв}}}}{G_1 h_{2_{\text{экв}}}} = \frac{E_{2(0)} (1 + \mu_1) m_2 h_{1_{\text{экв}}}}{E_{1(0)} (1 + \mu_2) m_1 h_{2_{\text{экв}}}}$.

Правомерность применения той или иной расчетной модели для определения деформационных характеристик K и T многослойного линейнодеформируемого грунтового основания могут доказать результаты сравне-

ния данных расчета по ним с материалами фактических экспериментальных исследований. Сравнение проведено по упругому прогибу рельса.

Полевые экспериментальные исследования на железнодорожном пути колеи 750 мм торфопредприятий проводились под научным руководством А.С. Королева. В них принимали участие В.М. Амагаев, А.Т. Левитин, А.Н. Архангельский, а также автор данной работы [7, 9, 11, 12, 43, 51]. Экспериментальные исследования проводились на магистральном торфовозном пути общей длиной около 5 км. Глубина торфяной залежи в пределах опытного перегона колебалась от 1,55 до 5,30 метров. Начальное влагосодержание торфа вне насыпи составляло от 5,0 до 9,6 кг/кг, под телом насыпи – от 3,4 до 6,6 кг/кг. Толщина насыпного слоя песчаного грунта составляла от 0,95 до 2,2 метра, а мощность слоя торфа под насыпью – от 0,9 до 3,9 метра. Верхнее строение пути на опытном перегоне представлено рельсами Р24 с вертикальным износом головки рельса до 1 мм, деревянными необрезными нетиповыми шпалами длиной 1,5 м с шириной нижней постели a от 14 до 20 см ($a = 16,3$ см; $\sigma_a = 1,5$ см). Среднее расстояние между осями шпал l (для 5 шпальных ящиков) по поперечникам колебалось в пределах от 45 до 69,4 см ($l = 58$ см; $\sigma_l = 6,4$ см). Промежуточное крепление – костыльное, нераздельное, с клинчатой подкладкой площадью 0,02 м². В результате воздействия тепловоза ТУ-4 измеряли флексометрами величину максимального прогиба рельса, силомерами конструкции ЦНИИ МПС – давление рельса на шпалу, с помощью тензометрии – кромочные напряжения в подошве рельса. При низких скоростях движения тепловоза (до 1 км/ч) расчетное давление от колеса локомотива на рельс можно принять статическим.

Ниже дан анализ результатов сопоставления величин расчета упругого прогиба рельса с фактическими данными для разных исходных моделей.

Расчетные прогибы рельса на многослойном основании (насыпь + торф) при определении упругих параметров K и T по зависимостям (3.52) на основе учета распределения напряжения по глубине по экспоненциальному закону и зависимости (3.64) для коэффициента γ однослойного торфяного основания как в случае плоского напряженного состояния, так и при состоянии плоской деформации значительно выше фактических, и расхождение увеличивается при увеличении толщины расчетного слоя.

По-видимому, величина коэффициента γ , рассчитанного для однослойного основания, не подходит при определении многослойного основания, если сверху находятся более плотные грунты, т. е. требуется своя методика расчета γ или необходимо вводить поправочный коэффициент m_γ . Величина коэффициента m_γ при расчете $E_{эф}$ по зависимости (3.40) может быть оценена по соотношению

$$y = y_p m_\gamma = y_p / [1 + (0,928 - 0,0028 E_H) H], \quad (3.60)$$

где E_n – модуль упругости грунта насыпи, МПа;

H – мощность многослойного основания конечной толщины, м.

Сравнение фактических данных с результатами расчета по зависимости (3.60) приведено на рис. 3.2.

На основе экспериментальных данных для различных схем можно оценить величину γ по условию равенства расчетных и фактических величин прогибов ($y_p = y_\phi$). Для расчета применялась подпрограмма «Поиск решения» Microsoft Excel. Расчет показал, что величина γ не зависит от мощности основания конечной толщины, причем для условия плоского напряженного состояния она больше, чем для плоской деформации. При этом наблюдается практически идеальная линейная связь между коэффициентом γ и коэффициентом α . Для плоского напряженного состояния получена зависимость (рис. 3.3)

$$\gamma = 0,543 \alpha.$$

В соответствии с выражением (3.37) величина приведенного коэффициента поперечного расширения для плоского напряженного состояния многослойного основания $\mu_{\text{эф}} = 0,41$, т. е. $\mu_{\text{эф}} = \text{const}$.

При применении в расчетах упругих осадок величины эквивалентного слоя для двухслойного основания получены следующие результаты.

Расчет для $E_{\text{эф}}$ по зависимости (3.40) показал, что расчетные значения прогиба рельса меньше фактических и разница возрастает с увеличением фактической величины прогиба, а взаимосвязь описывается выражением

$$y_p = 0,811 + 0,5 y_\phi$$

при $r = 0,907$.

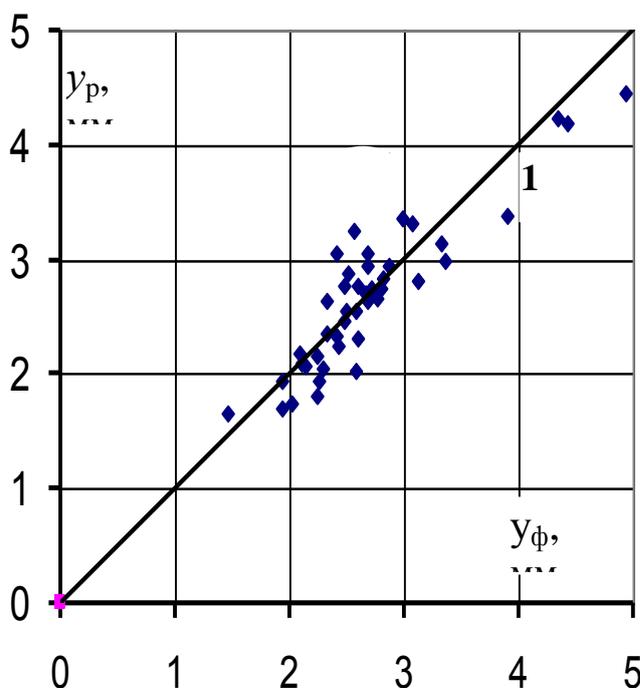


Рис. 3.2. Сравнение упругих прогибов (по зависимости (3.60))

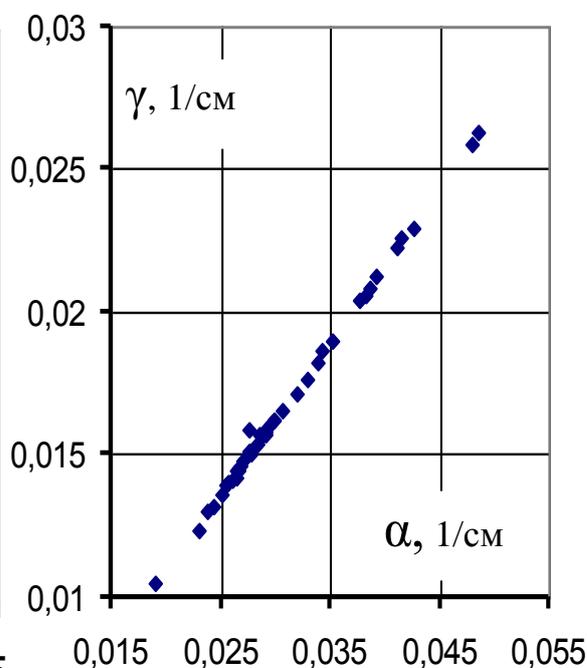


Рис. 3.3. Зависимость коэффициентов

В дальнейших расчетах определение упругих характеристик K и T производится для плоского напряженного состояния в соответствии с зависимостями (3.39) и (3.49). При определении $E_{эф}$ по одной и той же методике расчетная величина прогиба рельса больше при нахождении модуля сдвига по зависимости (3.41), чем по (3.53), а разница составляет примерно 3–6%, и чуть выше, чем по зависимостям (3.59) (разница от 0 до 3%). Можно констатировать, что при применении эквивалентного слоя точность расчета во всех случаях практически одинакова. Наилучшее соответствие фактических и расчетных прогибов по зависимости (3.59) получено для грунта насыпи с модулем упругости $E_n = 60$ МПа (рис. 3.4).

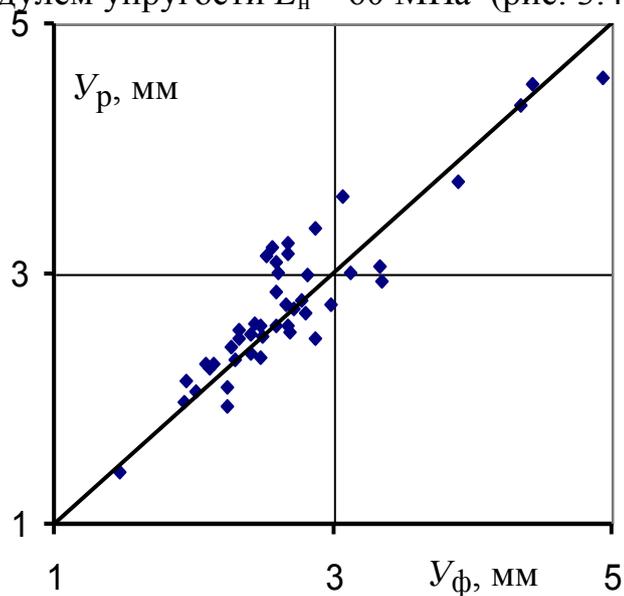


Рис. 3.4. Расчет упругих прогибов с учетом зависимости (3.59)

В сечении под грузом ($x = 0$) для однослойного основания упругий прогиб рельса $y_{(0)}$ и кромочные напряжения $\sigma_{k(0)}$ в соответствии с (3.21) и (3.26) теоретически определяются из выражений:

$$y_{(0)} = \frac{P}{4E_p J_p \varphi_1 s^2}; \quad \sigma_{k(0)} = \frac{P}{4W_p \varphi_1}.$$

В соответствии с выражением (3.61) при учете (3.8) и (3.10) определение параметров $K_{об}$ и $T_{об}$ через экспериментальные величины упругого прогиба рельса и кромочные напряжения можно осуществлять по зависимостям [7]:

$$K_{об} = \frac{W_p^2}{E_p J_p} \left(\frac{\sigma_{(o)}}{y_{(o)}} \right)^2;$$

$$T_{об} = \frac{P^2 E_p J_p}{4W^2 \sigma_{(o)}^2} - 2W_p \frac{\sigma_{(o)}}{y_{(o)}}.$$

По известным экспериментальным значениям параметров $K_{об}$ и $T_{об}$ из формул (3.54), (3.55), (3.56), (3.57) может быть получено уравнение для определения динамического коэффициента Пуассона μ торфа:

$$(1 - \mu)^5 - B(1 - 2\mu)^2 = 0, \quad (3.62)$$

где $B = \frac{6}{\alpha \cdot H \cdot \omega^2}$, $\alpha = \sqrt{\frac{K_{об}}{T_{об}}}$.

Определив коэффициент μ , можно рассчитать так называемый цилиндрический модуль упругости по выражению

$$\frac{E}{1 - \mu^2} = \frac{1}{\delta} \sqrt{\frac{6K_{об}T_{об}}{1 - \mu}}. \quad (3.63)$$

Из выражения (3.63) следует, что на величину E основное влияние оказывает параметр δ , а влияние коэффициента μ незначительно ($E_{\mu=0} \leq E < 1,06E_{\mu=0,5}$).

Анализ экспериментальных данных В.М. Амагаева и А.С. Королева [7, 9] по определению упругих характеристик K и T однослойного торфяного основания под железнодорожными путями колеи 750 мм позволил нам оценить величину коэффициента α и получить зависимость, приведенную на рис. 3.5 (линия 1):

$$\alpha = 3,15/H. \quad (3.64)$$

На основе теоретического решения при использовании зависимостей (3.33), (3.34) в работе [20] параметр α определяется по уравнению

$$\alpha = \frac{1}{H} \sqrt{\frac{6}{1 - \mu}}. \quad (3.65)$$

Результаты расчета α по выражению (3.65) при $\mu = 0,3$ (линия 2) и $\mu = 0,47$ (линия 3) приведены на рис. 3.5. Экспериментальные данные находятся в зоне между линией 2 и линией 3.

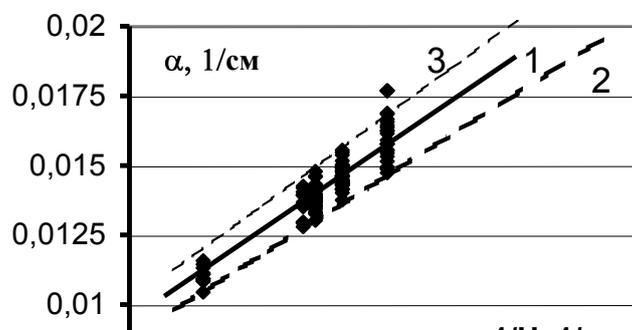


Рис. 3.5. Графики зависимости коэффициента α

Практический интерес представляет определение параметра $\alpha = \sqrt{K_{об}/T_{об}}$ по результатам полевых испытаний жесткого штампа. В соответствии с решением В.З. Власова [20] реактивный отпор упругого основания от действия симметричных внешних сил на жесткий прямоугольный штамп размером $a \cdot b$ определяется по выражению

$$q = \frac{P_0}{a \cdot b} \cdot \frac{1}{\left[1 + \frac{2}{\alpha \cdot b} \left(1 + \frac{b}{a} \right) + \frac{3}{\alpha^2 \cdot b \cdot a} \right]}, \quad (3.66)$$

где P_0 – суммарная вертикальная нагрузка, действующая на штамп;
 a и b – длина и ширина штампа соответственно.

Погонная нагрузка на единицу длины $q_{п.е} = q \cdot b$; с другой стороны, известно, что величина $q_{п.е}$ при осадке штампа S $q_{п.е} = K \cdot S$.

Учитывая, что модуль упругости основания K определяется по выражению (3.34) при условии $\delta = b$, величина осадки штампа в соответствии с выражением (3.66)

$$S = \frac{P_0}{a \cdot b} \cdot \frac{H(1 - \mu^2)}{E} \cdot \frac{1}{\left[1 + \frac{2}{\alpha \cdot b} \left(1 + \frac{b}{a} \right) + \frac{3}{\alpha^2 \cdot b \cdot a} \right]}.$$

Принимая во внимание, что удельная нагрузка на основание $q_{шт} = \frac{P_0}{a \cdot b}$, то по вариационному методу В.З. Власова осадка жесткого штампа на слое конечной мощности H будет определяться по выражению

$$S = \frac{q_{шт} H(1 - \mu^2)}{E} \cdot \frac{1}{\left[1 + \frac{2}{\alpha \cdot b} \left(1 + \frac{b}{a} \right) + \frac{3}{\alpha^2 \cdot b \cdot a} \right]}. \quad (3.67)$$

Осадка штампа по решению теории упругости

$$S = \frac{v q_{шт} \omega (1 - \mu^2)}{E}$$

Осуществляя преобразование $\frac{vH}{H} \omega = \left(\frac{v \cdot \omega}{H} \right) H = K_y \cdot H$, можно прийти к другому виду уравнения (3.66):

$$S = \frac{q_{шт} H (1 - \mu^2)}{E} K_y. \quad (3.68)$$

Приравнявая осадки из формул (3.67) и (3.68), получим выражение для определения коэффициента K_y :

$$K_y = \frac{1}{\left[1 + \frac{2}{\alpha \cdot v} \left(1 + \frac{v}{a} \right) + \frac{3}{\alpha^2 \cdot v \cdot a} \right]}.$$

Определив на основе решений теории упругости для штампов различных размеров величину K_y , можно найти параметр α , решая уравнение

$$\left(-1/K_y \right) \alpha^2 + \left(v/a + 2/a \right) \alpha + 3/(v \cdot a) = 0.$$

Этот путь, возможно, позволяет осуществить переход от испытаний на малых узких штампах к большим штампам при различных соотношениях v/H и v/a . По формуле (3.68) можно определить модуль $E/(1 - \mu^2)$ торфяной залежи.

Для однослойного основания (торф) и даже двухслойного (минеральный грунт + торф) расчет пути на прочность по приведенному алгоритму может быть осуществлен при применении средств малой вычислительной техники (например, микрокалькуляторов). Для расчета на многослойном основании ($n \geq 2$) следует применять комплекс программ к ПЭВМ.

3.5. Параметры проектирования земляного полотна железных дорог на болотах

Рассматриваются устойчивые торфяные основания I и II типов, на которых проектируют насыпи железных дорог при условии полного сохранения торфа под телом насыпи для всех глубин болот.

До последнего времени нормы проектирования земляного полотна железных дорог колеи 750 мм на болотах не отражали современных результатов исследований, что отрицательно влияло на качество их проектирования. Особенно это характерно для сильно обводненных верховых залежей, на которых земляное полотно почти полностью погружается в торфяное основание. Это подтверждается результатами анализа данных

обследования насыпей постоянных путей железных дорог колеи 750 мм ряда торфопредприятий, построенных на болотах без удаления торфа из-под насыпи [104].

Толщина насыпного слоя находится в основном в пределах 0,9–2,2 м, а высота насыпи над поверхностью болота при этом колеблется от 0,1 до 0,8 м. Полигон частостей распределения высот насыпей (рис. 3.6а) показывает, что распределение не подчиняется нормальному закону. Высоты насыпей менее 0,6 м составляют свыше 90% из всех 208 рассматриваемых поперечных профилей. По интервалам глубин болот наблюдается уменьшение высоты насыпей с ростом глубины болота. Для болот глубиной 4–5 м 70% всех высот насыпей не превышает 0,23 м, а глубиной до 2 м – 0,35 м. Подобное положение возникло из-за недоучета ряда факторов при назначении толщины насыпного слоя дорог на болотах. Например, увязка толщины насыпного слоя железных дорог колеи 750 мм с глубиной болота и его физико-техническими свойствами.

Методика расчета требуемой толщины насыпного слоя при соблюдении перечисленных условий приведена в главе 1.

По результатам теоретических и экспериментальных исследований для устойчивых торфяных оснований I и II типа при проектировании насыпей железных дорог следует предусматривать полное сохранение торфа под телом насыпи для всех глубин болот, а высота насыпи и толщина насыпного слоя должны удовлетворять требованию обеспечения прочности верхнего строения пути.

Основным критерием назначения толщины насыпного слоя (высота насыпи + осадка насыпи) для заданной конструкции верхнего строения пути и типа подвижного состава является непревышение допускаемых критических напряжений в рельсе от действия поездных динамических нагрузок.

При динамическом расчете пути на прочность эквивалентные силы $\sum P_i \eta_i$, $\sum P_i \mathcal{Q}_i$, $\sum P_i V_i$ заменяют динамически действующей системой вертикальных сил в отношении упругого прогиба, изгибающего момента, силы давления на шпалу, которые следует определять по существующим «Правилам производства расчета верхнего строения железнодорожного пути на прочность».

Расчет толщины насыпного слоя и высоты насыпи железных дорог на торфяном основании по условию прочности верхнего строения пути может быть осуществлен на ПЭВМ методом последовательного приближения по алгоритму, состоящему из вышеизложенных зависимостей. При этом получаем высоту насыпи и соответственно толщину насыпного слоя, при которой для данного типа верхнего строения железнодорожного пути на болоте заданной глубины и влагосодержания при движении локо-

мотива заданного типа с расчетной скоростью кромочные напряжения не превысят допустимых значений с вероятностью 99,4%.

Для дальнейшего анализа были проведены расчеты допускаемых высот насыпей [h] промышленных железных дорог колеи 750 мм при движении тепловоза ТУ-4 с конструкционной скоростью по пути с верхним строением из рельс Р24 (вертикальный износ 6 мм) с эпюрой шпал 1600 шт./км для различных видов грунта насыпи, глубин болота и его начального влагосодержания.

Для промышленных дорог колеи 1520 мм для расчета принят тепловоз ТГМ-5, скорость движения 80 км/час, рельсы Р43 с вертикальным износом 6 мм при эпюре шпал 1600 шт./км.

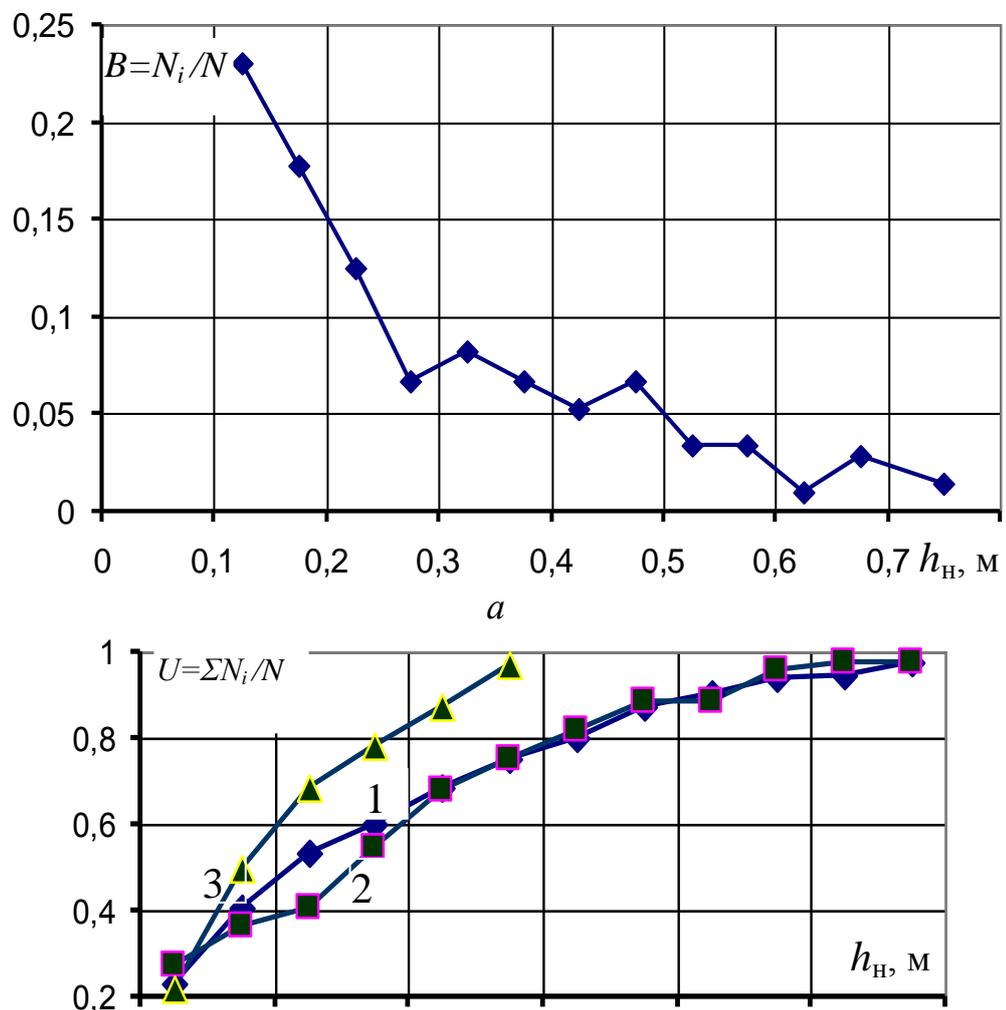


Рис. 3.6. Полигон частот распределения (а) и кумулятивные кривые (б) высот насыпей на болотах железных дорог колеи 750 мм :
 1 – для всей выборки; 2 – для глубин болот до 2 м;
 3 – для глубин болот 4–5 м

Величина допускаемых кромочных напряжений принята для колеи 750 мм 170 МПа, для колеи 1520 мм – 200 МПа. Расчетное значение модуля упругости торфа под насыпью определялось по зависимости (4.32) при нормирующем множителе $t = 1$.

Анализ расчетных данных показал, что для одного вида грунта насыпи значение $[h]$ увеличивается с ростом влагосодержания, причем при некоторой глубине болота наблюдается экстремальное значение $[h]$, которое при увеличении модуля упругости грунта смещается в сторону меньших глубин. Это иллюстрируют данные для колеи 750 мм (рис. 3.7). За расчетную допускаемую высоту принято значение, соответствующее этому экстремуму, и в дальнейшем она названа минимально необходимой высотой железнодорожных насыпей на болотах по условию прочности верхнего строения.

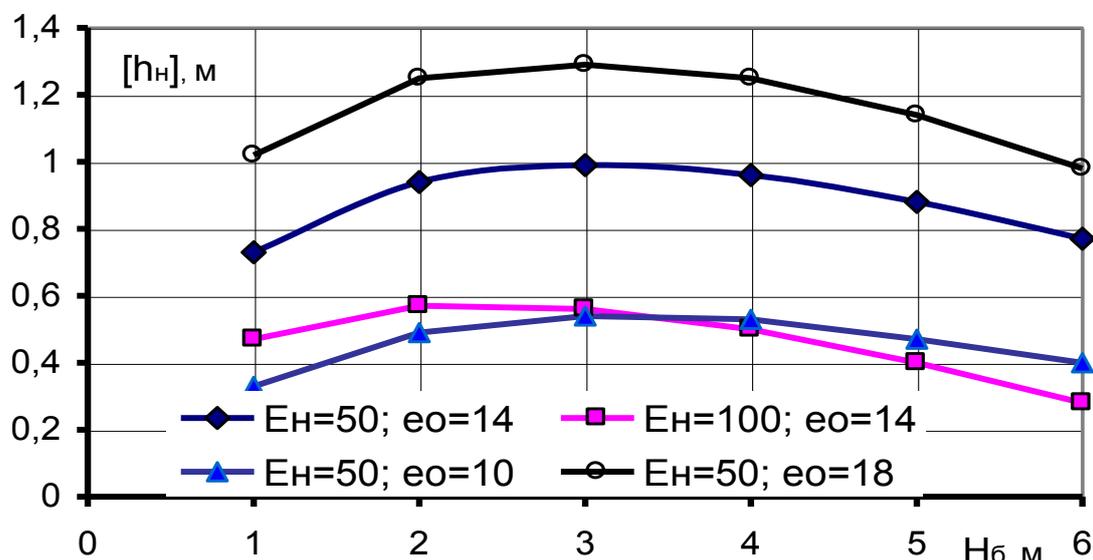


Рис. 3.7 График обоснования выбора минимально допустимых значений высот насыпей по условию прочности верхнего строения (колея 750 мм)

Минимально необходимая высота железнодорожных насыпей $[h_n]$, возводимых на торфяном основании любой глубины, может быть оценена по аппроксимирующим зависимостям, полученным на основе обобщения этих результатов расчетов на ПЭВМ [94,104]:

для колеи 750 мм (рис. 3.8)

$$[h_n]_{750} = (6,05 \lg e_0 - 3,53) - (1,76 \lg e_0 - 0,60) \lg E_n;$$

колеи 1520 мм (рис. 3.9)

$$[h_n]_{1520} = E_n [1/(3,3 - 0,255 E_n) + \lg e_0 / (0,236 E_n - 5,6)],$$

где e_0 – начальный коэффициент пористости торфа;

E_n – модуль упругости грунта насыпи, МПа.

Зависимости справедливы при $E_n = 50\text{--}120$ МПа, $e_0 = 8\text{--}20$.

Проверка соответствия фактической и расчетной толщины насыпного слоя показала, что оно имеется для участка железнодорожного пути ко-

леи 750 мм при модуле упругой деформации грунта насыпи 50–60 МПа (супесь легкая крупная) для высот насыпей в интервал 0,5–0,6 метра (рис. 3.10).

Проведенные расчеты и результаты сопоставления фактических и расчетных толщин насыпного слоя по условию прочности верхнего строения позволяют рекомендовать для проектной практики величины минимальных высот насыпей железнодорожных путей промышленных дорог на торфяном основании (табл. 3.2) [94,104, 121].

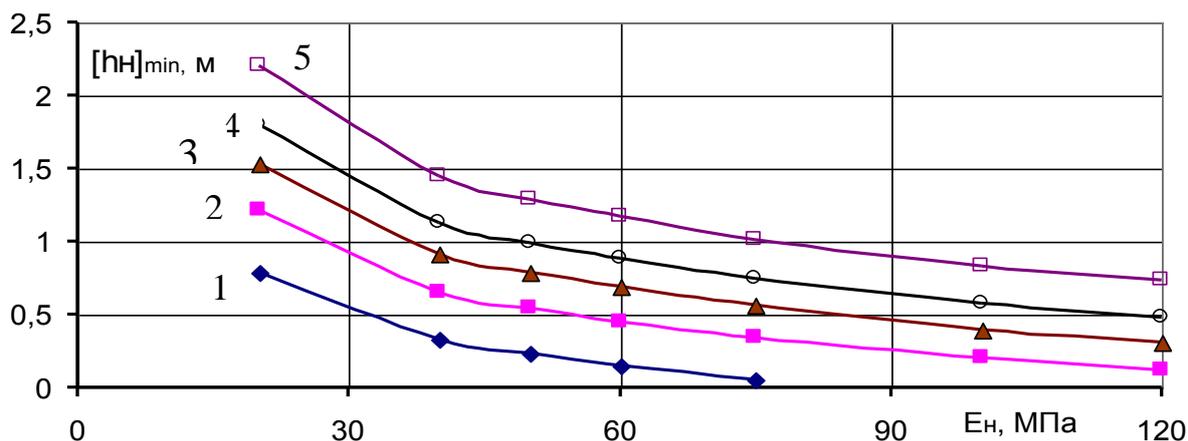


Рис. 3.8. Значения минимально допустимых высот насыпей железных дорог колеи 750 мм по условию прочности верхнего строения при начальном коэффициенте пористости торфяной залежи: 1 – $e_0=8$; 2 – $e_0=10$; 3 – $e_0=12$; 4 – $e_0=14$; 5 – $e_0=18$

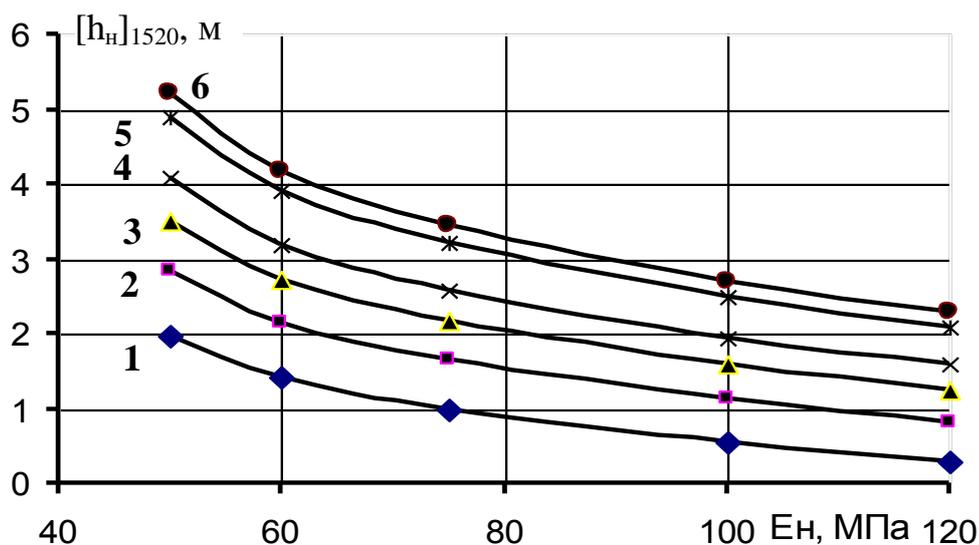


Рис. 3.9. Значения минимально допустимых высот насыпей промышленных железных дорог колеи 1520 мм по условию прочности верхнего строения при начальном коэффициенте пористости торфяной залежи: 1 – $e_0=8$; 2 – $e_0=10$; 3 – $e_0=12$; 4 – $e_0=14$; 5 – $e_0=18$; 6 – $e_0=20$

Следует ожидать, что при принятых для расчета исходных данных минимально допустимая высота насыпи промышленных железных дорог на болотах будет соответствовать требованиям прочности верхнего строения пути в части непревышения кромочными напряжениями их допускаемых величин с вероятностью 99,4%.

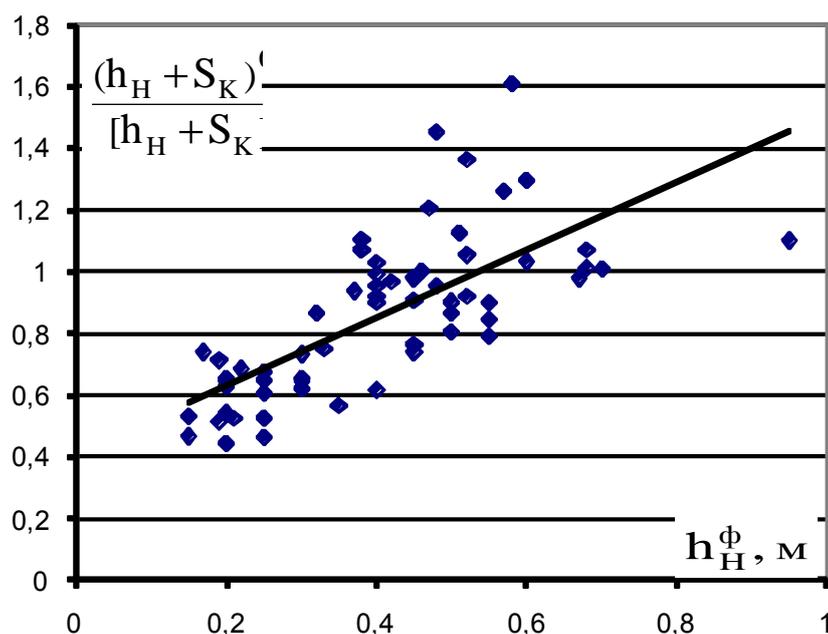


Рис. 3.10. Изменение отношения фактических и допускаемых расчетных величин толщины насыпного слоя в зависимости от фактической высоты насыпи

Материалы разработок в части железных дорог колеи 750 мм в виде таблиц включены в СНиП 2.05.07-91 и СНиП 2.05.07-91* [121].

Таблица 3.2. Минимально допустимая высота насыпей промышленных железных дорог

Вид грунта насыпи	Модуль упругости грунта E_n , МПа	Высота насыпи (м) при влагосодержании торфа, кг/кг			
		5,0	7,5	10,0	12,5
Песок крупный гравелистый	130	0,60/0,80	0,60/1,20	0,60/1,85	0,60/2,40
Песок средней крупности	120	0,60/0,80	0,60/1,20	0,60/1,85	0,60/2,40
Песок мелкий	100	0,60/0,80	0,60/1,50	0,75/2,55	1,00/2,80
Песок пылеватый	50–60	0,60/1,40	0,80/2,60	1,20/3,50	1,50/4,20
Супесь легкая крупная	60	0,60/1,40	0,70/2,60	1,05/3,50	1,35/4,20

Примечания. 1. Влагосодержание торфа принято для условий природного состояния болота. Для приведенных градаций влагосодержания торфа начальный коэффициент пористости составит 8; 12; 16; 20 соответственно. 2. Числитель – колея 750 мм, знаменатель – колея 1520 мм и автодороги.

4. ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНОЙ КОНСТРУКЦИИ АВТОДОРОГ С НЕЖЕСТКИМИ ДОРОЖНЫМИ ОДЕЖДАМИ НА БОЛОТАХ

4.1. Алгоритм выбора рациональной конструкции автодорог с нежесткими дорожными одеждами на болотах по критерию строительных затрат

Одной из основных задач Стратегического курса на ускорение социально-экономического развития являются ресурсосберегающие технологии при соблюдении качества продукции. Применительно к проектированию автомобильных дорог на болотах это должно выражаться в назначении конструкции дорожной одежды и земляного полотна, имеющей минимальные затраты на сооружение и эксплуатацию при обеспечении ее надежности и долговечности. Последнее достигается обеспечением прочности дорожной одежды, вибрационной прочности покрытия и учетом условия снеготаносимости, а соответствующая этим условиям высота насыпи и толщина насыпного слоя могут быть названы рациональными.

В общем случае задача назначения рациональной автодорожной конструкции на болоте (т. е. совместного определения рациональных толщин конструктивных слоев дорожной одежды и мощности грунта насыпного слоя) в постановке автора сводится к нахождению минимума линейной целевой функции, состоящей из суммарных строительных затрат (дорожная одежда и грунт насыпи) на возведение единицы протяженности автодороги на болоте [92, 96, 103]:

$$C = C_1 + C_2 \rightarrow \min, \quad (4.1)$$

где C_1 , C_2 – строительная стоимость дорожной одежды и грунта земляного полотна единицы протяженности автодороги соответственно.

Себестоимость материалов определяется по договорным ценам и по соответствующим калькуляциям на местные материалы с учетом транспортных расходов.

Автором данной работы осуществлены постановка, разработка и реализация методики решения этой задачи, основные положения которой приведены ниже [75, 92, 96, 103].

Практическая реализация нахождения толщин конструктивных слоев дорожной одежды и насыпного слоя грунта на болотах по условию (4.1) может быть проведена на ПЭВМ в следующей последовательности:

1. В зависимости от типа покрытия и размеров движения по отраслевым дорожным нормам «Проектирование нежестких дорожных одежд» ОДН 218.046-01 определяют требуемый модуль упругости дорожной одежды $E_{тр}$.

2. Производят расчет оптимальной по строительным затратам конструкции дорожной одежды при соблюдении конструктивных и технологических требований и выполнении необходимых проверок по ОДН 218.046-01 и расчетов по ОДН 218.1.052-2002 «Оценка прочности нежестких дорожных одежд».

Для расчета можно применить один из алгоритмов, разработанных в СОЮЗДОРНИИ [57, 74], в которых критерием оптимизации служит стоимость единицы площади дорожной одежды (100 м^2):

$$C'_1 = \sum_{i=1}^n h_i C_i \rightarrow \min, \quad (4.2)$$

где n – число слоев дорожной одежды;

h_i – толщина i -го конструктивного слоя, см;

C_i – стоимость единицы площади i -го конструктивного слоя толщиной 1 см, руб./ см.

Стоимость дорожной одежды на единице протяженности дороги (1 м), соответствующую условию (4.2), определяют по формуле

$$C_1 = C'_1 B_{\text{пр.ч.}} / 100, \quad (4.3)$$

где $B_{\text{пр.ч.}}$ – ширина проезжей части дороги, м.

3. Определяют толщину насыпного слоя, обеспечивающего прочность дорожной одежды.

Методика расчета толщины насыпного слоя автомобильных дорог на болотах (рис. 4.1), обеспечивающего прочность дорожной одежды заданной конструкции, заключается в следующем [8, 96, 103]:

по ОДН 218.046-01, определив в зависимости от капитальности одежды, типа покрытия и размеров движения требуемый модуль упругости дорожной одежды $E_{\text{тр}}$, рассчитывают для определенной ее конструкции с учетом ее надежности и прочности требуемый общий модуль упругости системы *насыпь – торф* на уровне низа дорожной одежды $E_{\text{тр.осн}}$;

задаются высотой дорожной конструкции над поверхностью болота $h_{\text{н}}$, соблюдая условия проектирования в соответствии с требованиями СНиП 2.05.02-85;

определяют толщину насыпного слоя $y = h_{\text{н}} + S_{\text{к}}$, величину конечной осадки $S_{\text{к}}$, модуль упругости торфа под насыпью $E_{\text{упр}}$;

для назначенных размеров насыпи определяют эквивалентный общий модуль упругости системы *насыпь – торфяное основание* на уровне низа дорожной одежды $E_{\text{общ. осн.}}$ [8]:

$$E_{\text{общ. осн.}} = \frac{E_{\text{упр}}}{[1 - 2/\pi (1 - E_{\text{упр}} / (\omega_1 E_{\text{н}})) \arctg (1,57 h_0 / D)] \omega_1}, \quad (4.4)$$

где h_0 – толщина насыпного слоя от уровня низа дорожной одежды, см;

$$h_0 = h_n + S_K - h_{до} ;$$

h_n – высота насыпи, см;

S_K – величина конечной осадки, см;

$h_{до}$ – расчетная толщина дорожной одежды, которая принимается равной толщине верхних слоев (покрытие и основание), если она больше $2D$, или в противном случае приравнивается к величине $2D$, см;

D – диаметр круга, равновеликого по площади отпечатку колеса расчетного автомобиля, см;

ω_1 – коэффициент Горбунова-Посадова, учитывающий увеличение напряжений по оси нагрузки в слое конечной толщины по сравнению с полупространством и зависящий от отношения $f = 2(H - S_K) / D$ [56];

H – глубина торфяной залежи, см;

$E_{упр}$ – модуль упругости уплотненного весом насыпи торфа, МПа;

E_n – расчетный модуль упругости грунта насыпи, МПа;

методом последовательного приближения находят такую толщину насыпного слоя, при которой должно выполняться условие

$$E_{общ.осн.} > E_{тр.осн.} \quad (4.5)$$

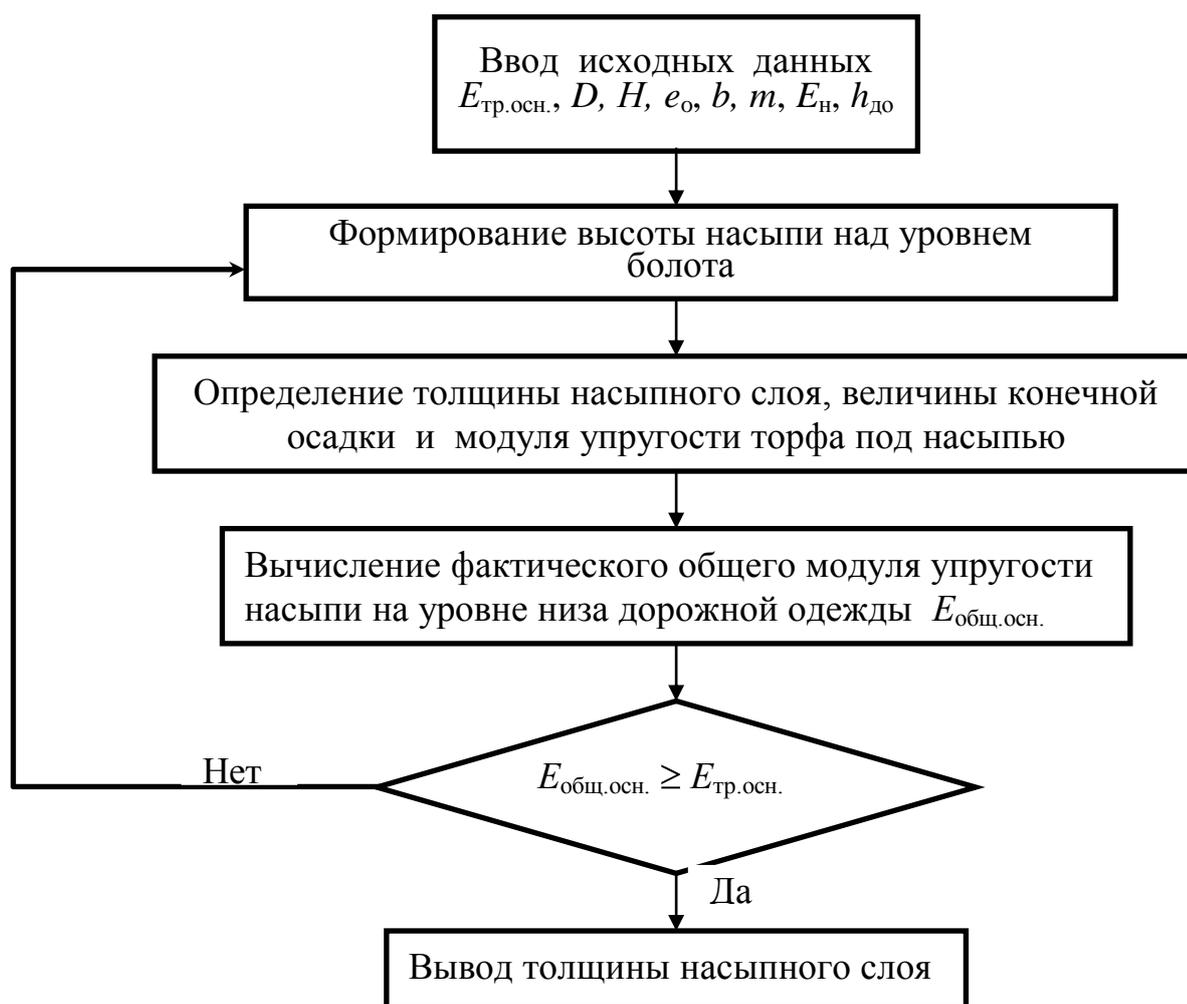


Рис. 4.1. Блок-схема алгоритма расчета толщины насыпного слоя по условию прочности дорожной одежды

Различные конструкции дорожной одежды, а также виды материалов, ее слагающих, определяют величину требуемого общего модуля упругости системы *насыпь – торф* на уровне низа дорожной одежды $E_{тр.осн.}$. От величины $E_{тр.осн.}$ будет зависеть назначение толщины насыпного слоя [75, 96].

4. Определяют стоимость насыпного грунта на единице протяженности дороги (1 м):

$$C_2 = (F - B_{пр.ч.} h_{до}) L C_{Г}, \quad (4.6)$$

где $h_{до}$ – толщина дорожной одежды, м;

$F = (b + m h_{Н}) (h_{Н} + S_{К})$ – площадь поперечного сечения насыпи автомобильной дороги, м² (см. подраздел 1.2);

b – ширина насыпи поверху, м;

m – величина заложения откосов;

$C_{Г}$ – стоимость 1 м³ грунта земляного полотна, руб./м³;

L – протяженность дороги ($L = 1$ м).

5. Задавая массив значения $E_{тр.осн.}$, итерационным способом (расчет по пунктам 2–4), находят конструкцию насыпи автомобильной дороги, удовлетворяющую требованию (4.1).

Таким образом, рациональная конструкция автомобильной дороги на болоте будет соответствовать конкретному (оптимальному) значению требуемого общего модуля упругости системы *насыпь – торф* на уровне низа дорожной одежды $E_{тр.осн.}$. Анализ результатов расчетов показал, что на величину оптимального модуля $E_{тр.осн.}$ оказывают влияние количество и стоимостные показатели материалов конструктивных слоев дорожной одежды и земляного полотна, естественное влагосодержание и глубина болота.

Программный комплекс, разработанный для ПВЭМ по вышеприведенному алгоритму (рис. 4.2), позволяет вести расчеты для капитального, усовершенствованного и переходного типов нежесткой дорожной одежды на болотах различных типов и глубин для различных видов местных строительных материалов.

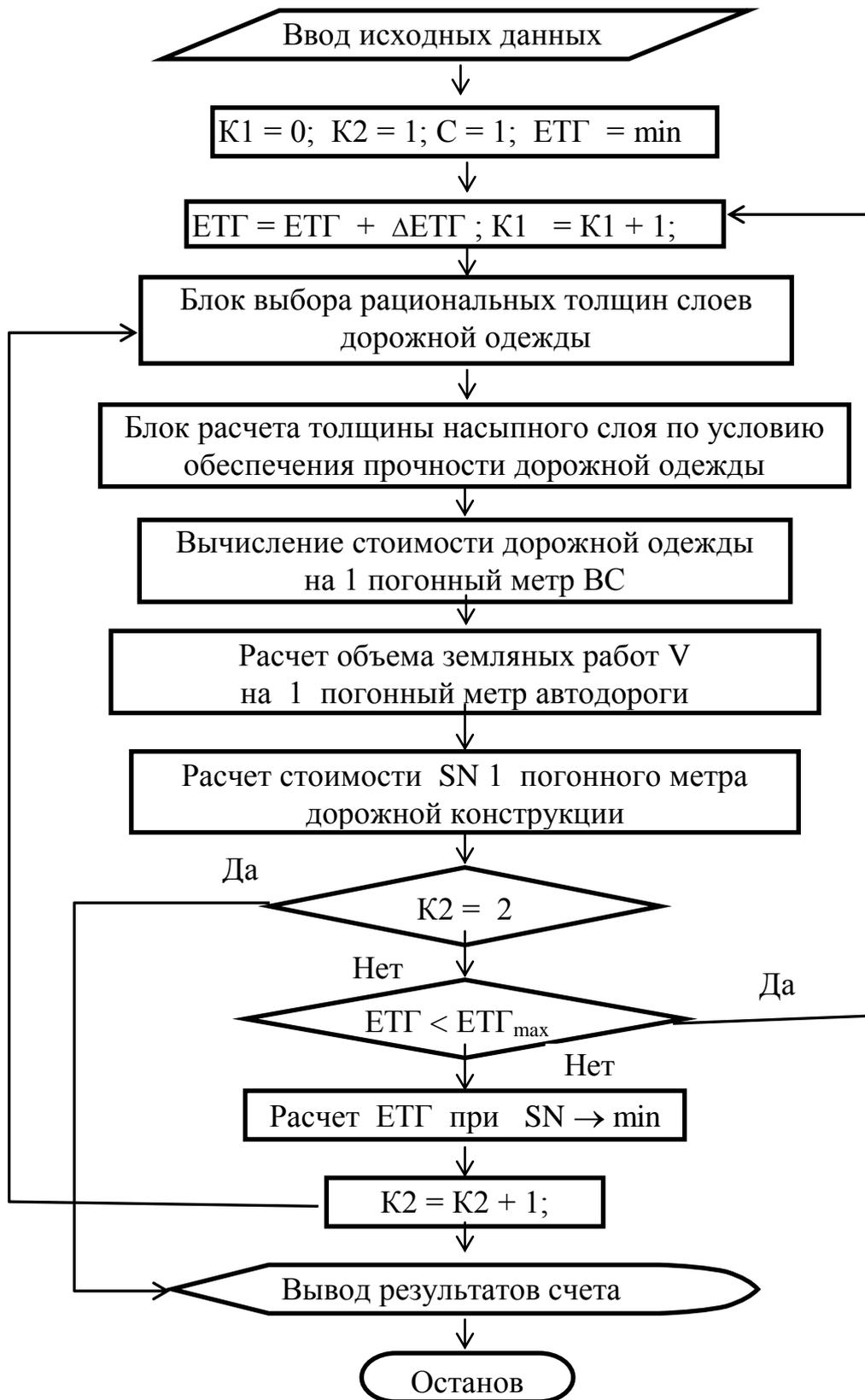


Рис. 4.2. Укрупненная блок-схема расчета дорожной конструкции по минимуму строительных затрат

4.2. Обоснование параметров автодорожных конструкций

По программе, алгоритм которой приведен ранее (см. рис. 4.2), осуществлены массовые расчеты толщины насыпного слоя для различного сочетания исходных данных.

По результатам расчета разработаны номограммы определения толщины насыпного слоя ($h_n + S_K$) по условию обеспечения прочности дорожной одежды автомобильных дорог в зависимости от $E_{\text{тр.осн.}}$, типа торфяной залежи, глубины залежи, модуля упругости тела насыпи [75, 92, 96, 103].

Для примера номограммы для насыпей из мелкого песка с $E_H = 100$ МПа приведены на рис. 4.3, а по подтипам торфяных залежей – на рис. 4.4–4.7 [75]. Номограммы справедливы при ширине земляного полотна поверху $B = 10$ м, величине заложения откосов $m = 1,5$, диаметре круга, равновеликого по площади отпечатку колеса расчетного автомобиля группы А, равного 33 см.

По этим номограммам для любой конструкции дорожной одежды по следующей последовательности может быть определена толщина насыпного слоя:

по ОДН 218.046-01 и ОДН 218.1.052-2002 рассчитывают требуемый общий модуль упругости на уровне низа дорожной одежды $E_{\text{тр.осн.}}$, МПа, в зависимости от типа капитальной одежды, типа покрытий и размера движения;

по номограммам (рис. 4.3а) определяют толщину насыпного слоя $(h_n + S_K)_{H=2}$ для глубины залежи $H = 2$ м;

при глубинах болот, отличающихся от $H = 2$ м, толщину насыпного слоя $(h_n + S_K)_H$ определяют по выражению (4.7):

$$(h_n + S_K)_H = (h_n + S_K)_{H=2} + K_i (H - 2), \quad (4.7)$$

где $(h_n + S_K)_{H=2}$ – толщина насыпного слоя при глубине залежи $H = 2$ м;

K_i – коэффициент, численно равный изменению толщины насыпного слоя, м, при изменении глубины залежи на 1 м (при $H < 2$ м – K_I , а при $H > 2$ м – K_{II}).

Коэффициент K_i определяется по графикам (4.4б–4.6б) в зависимости от типа залежи, $E_{\text{тр.осн.}}$ и E_H . Для низинной лесной залежи K_I принимается равным нулю ($K_i = 0$).

Номограммы рис. 4.3–4.7 приведены в нормативном документе [75], который используется в проектной практике.

Анализируя графики номограмм, можно заключить, что с увеличением влагосодержания и глубины торфяных залежей величина $(h_n + S_K)_H$ растет, с увеличением E_H – уменьшается и с увеличением $E_{\text{тр.осн.}}$ наблюдается рост $(h_n + S_K)$

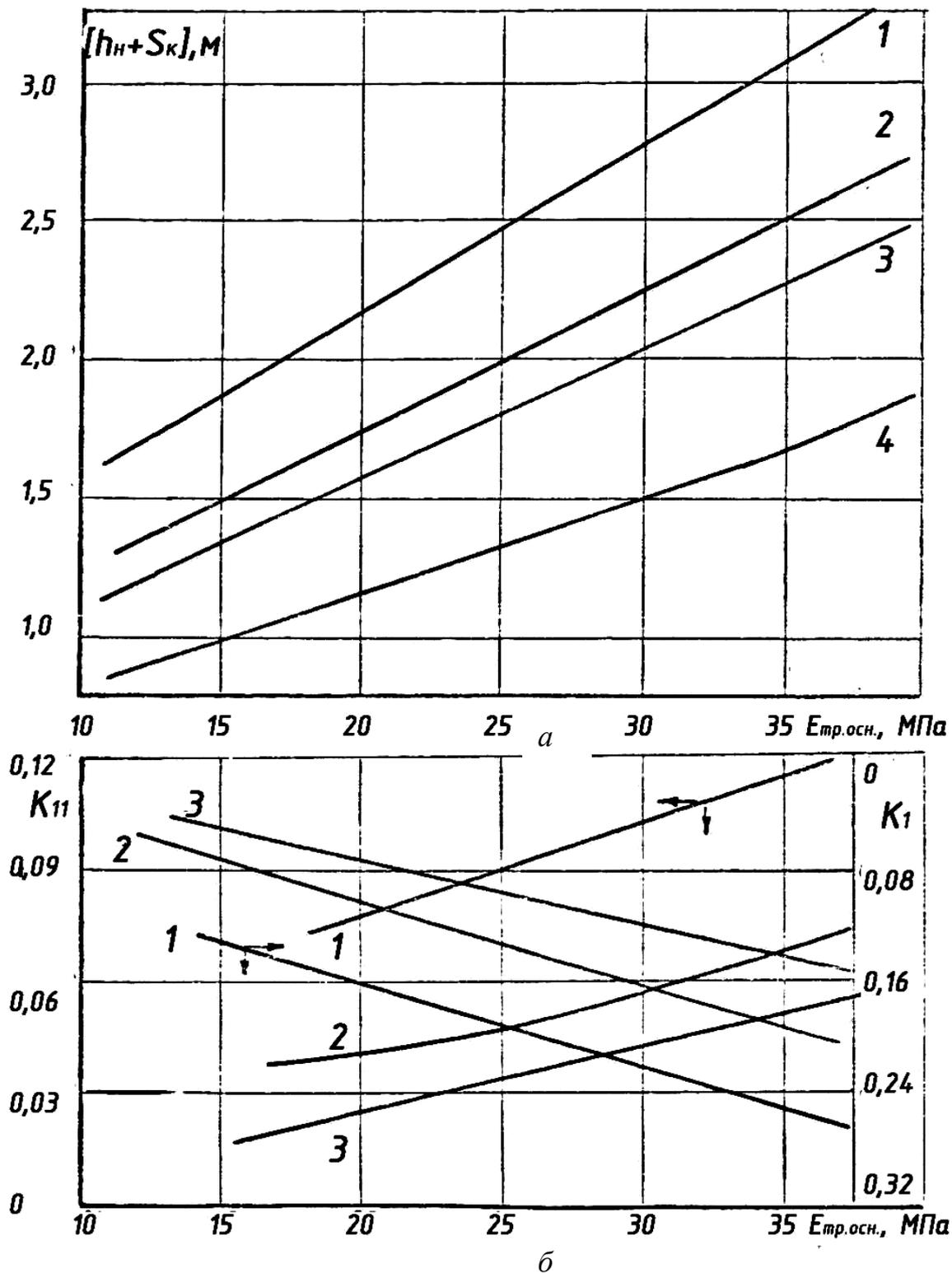


Рис. 4.3. Номограммы для определения толщины насыпного слоя автомобильных дорог из мелкого песка ($E_H = 100 \text{ МПа}$) на болотах (а) и коэффициентов K_I и K_{II} (б) для залежей: 1 – верховая топяная; 2 – верховая лесотопяная и низинная топяная; 3 – низинная лесотопяная; 4 – низинная лесная

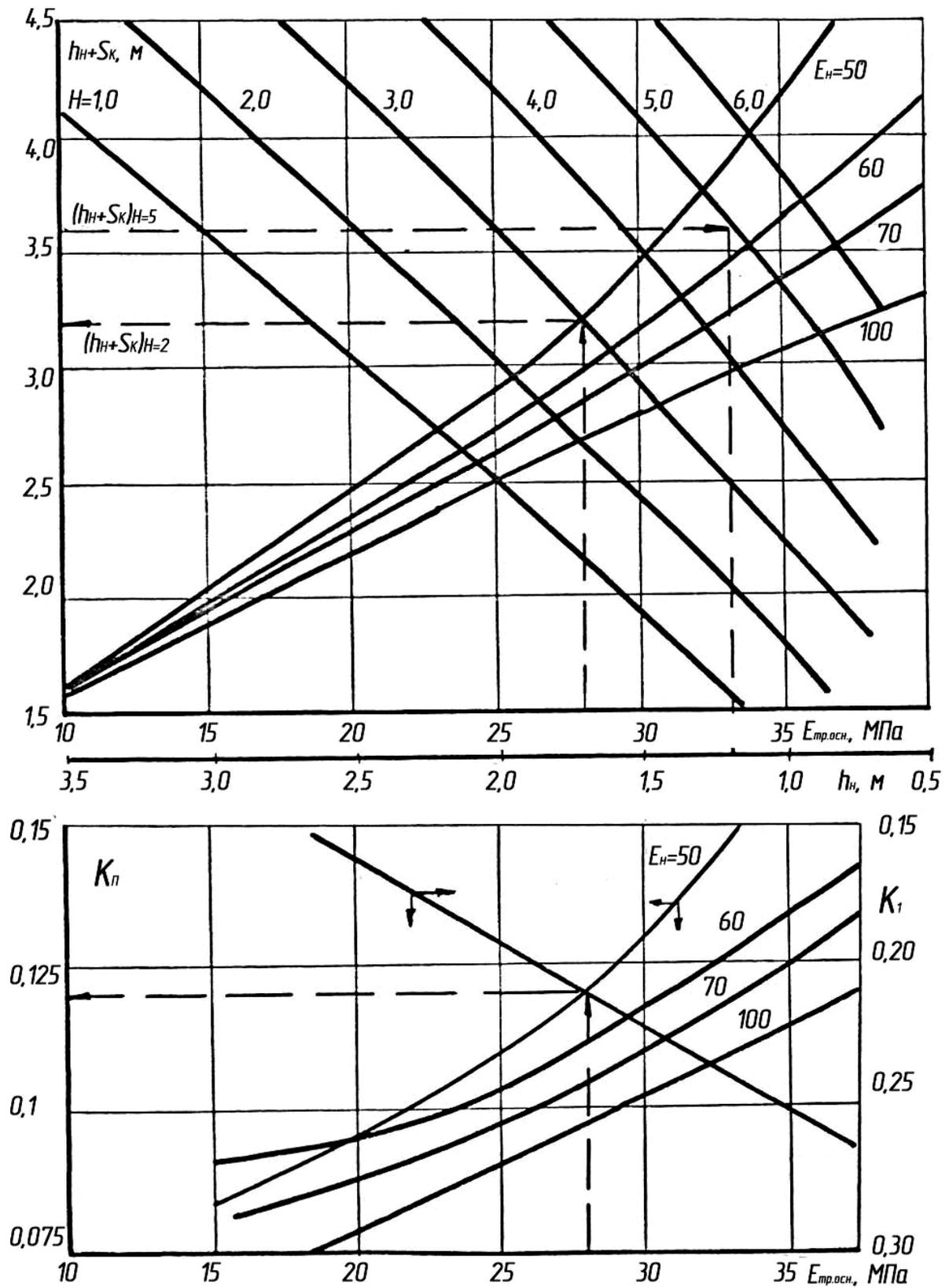


Рис. 4.4. Номограммы для определения толщины насыпного слоя, высоты насыпи (а) и коэффициентов K_I и K_{II} (б) (верховая топяная залежь)

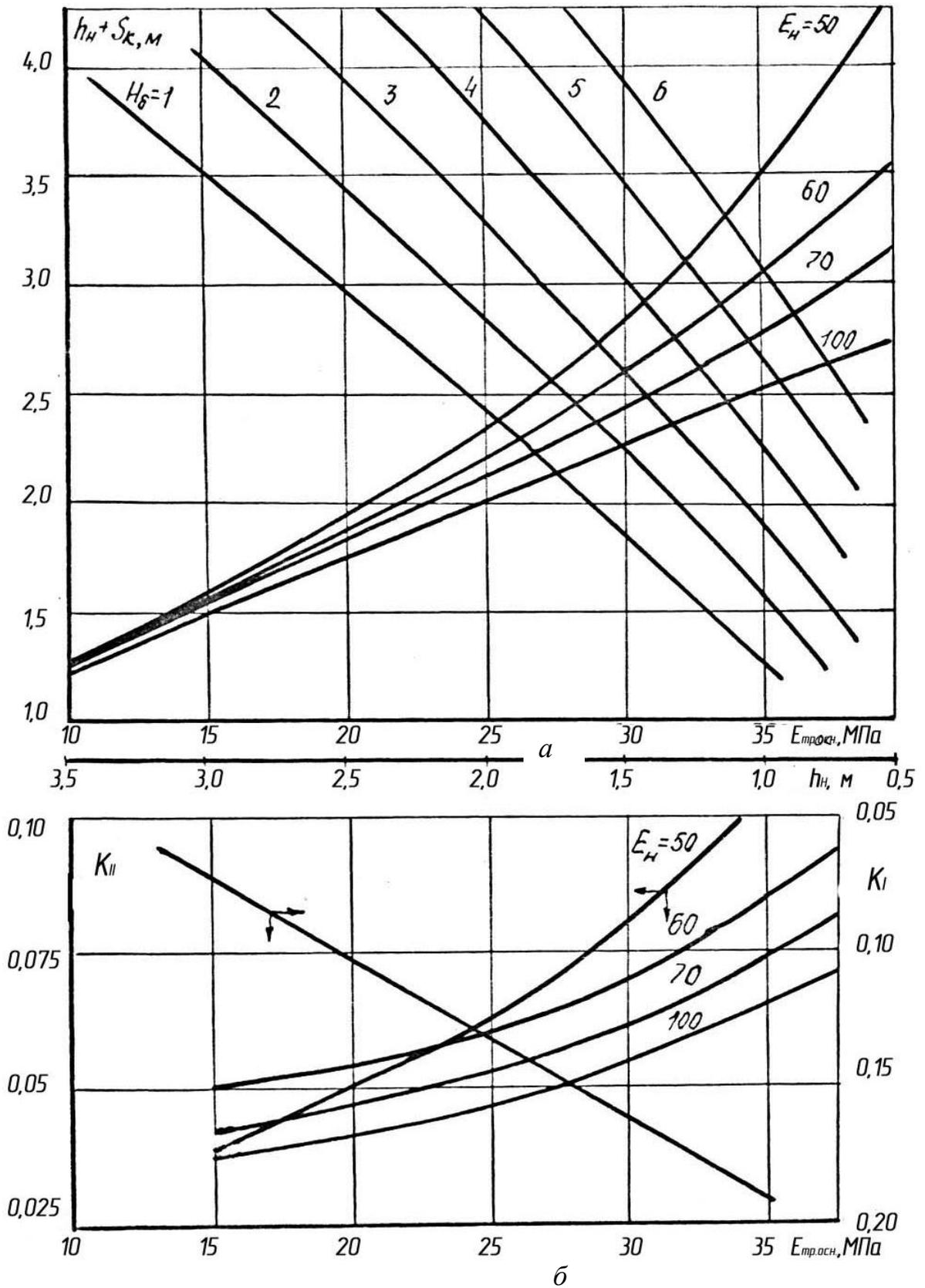


Рис. 4.5. Номограммы для определения толщины насыпного слоя, высоты насыпи (а) и коэффициентов K_I и K_{II} (б) (верховая лесотопяная и низинная топяная залежь)

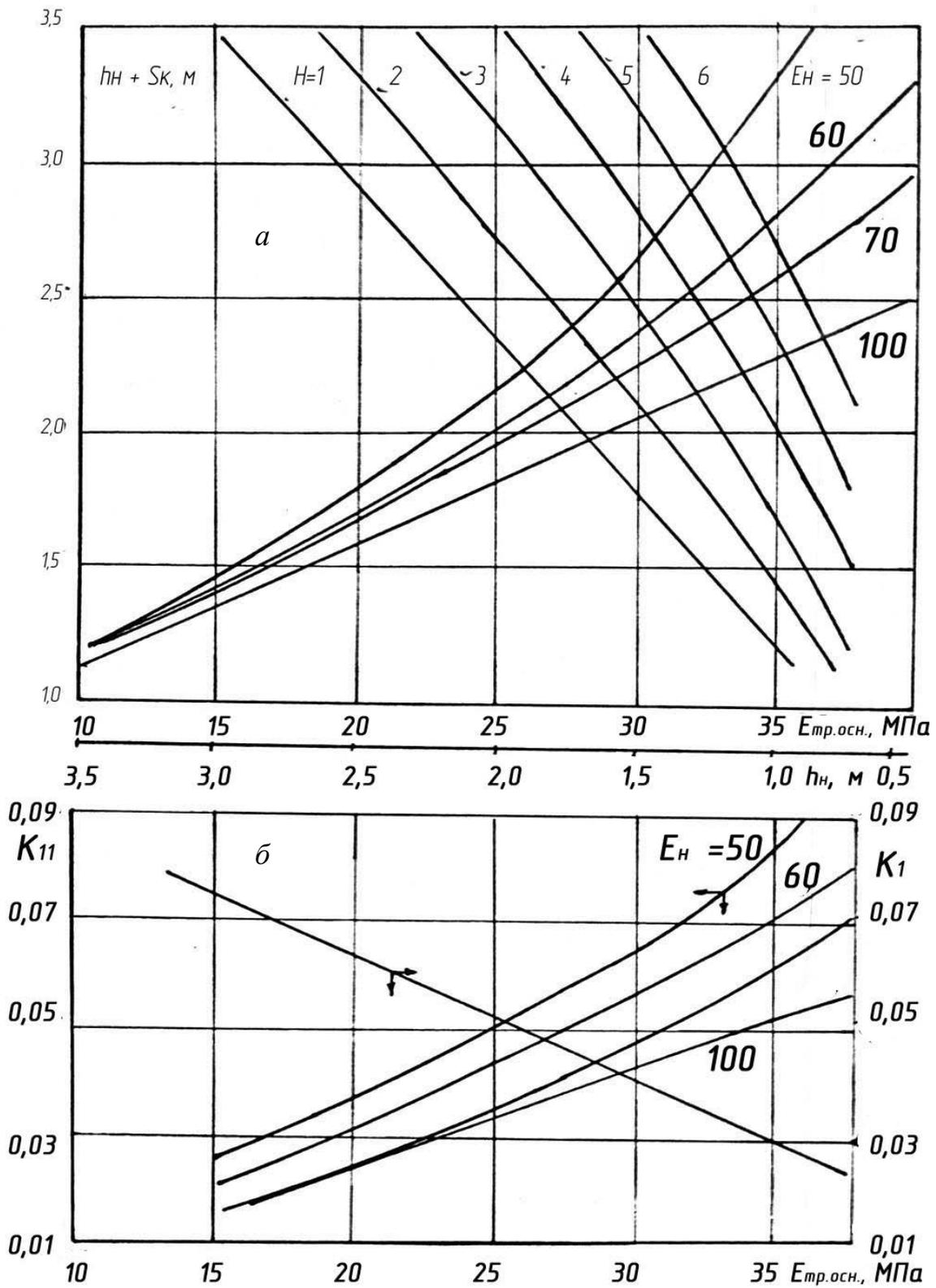


Рис. 4.6. Номограммы для определения толщины насыпного слоя, высоты насыпи (а) и коэффициентов K_I и K_{II} (б) (низинная лесотопяная залежь)

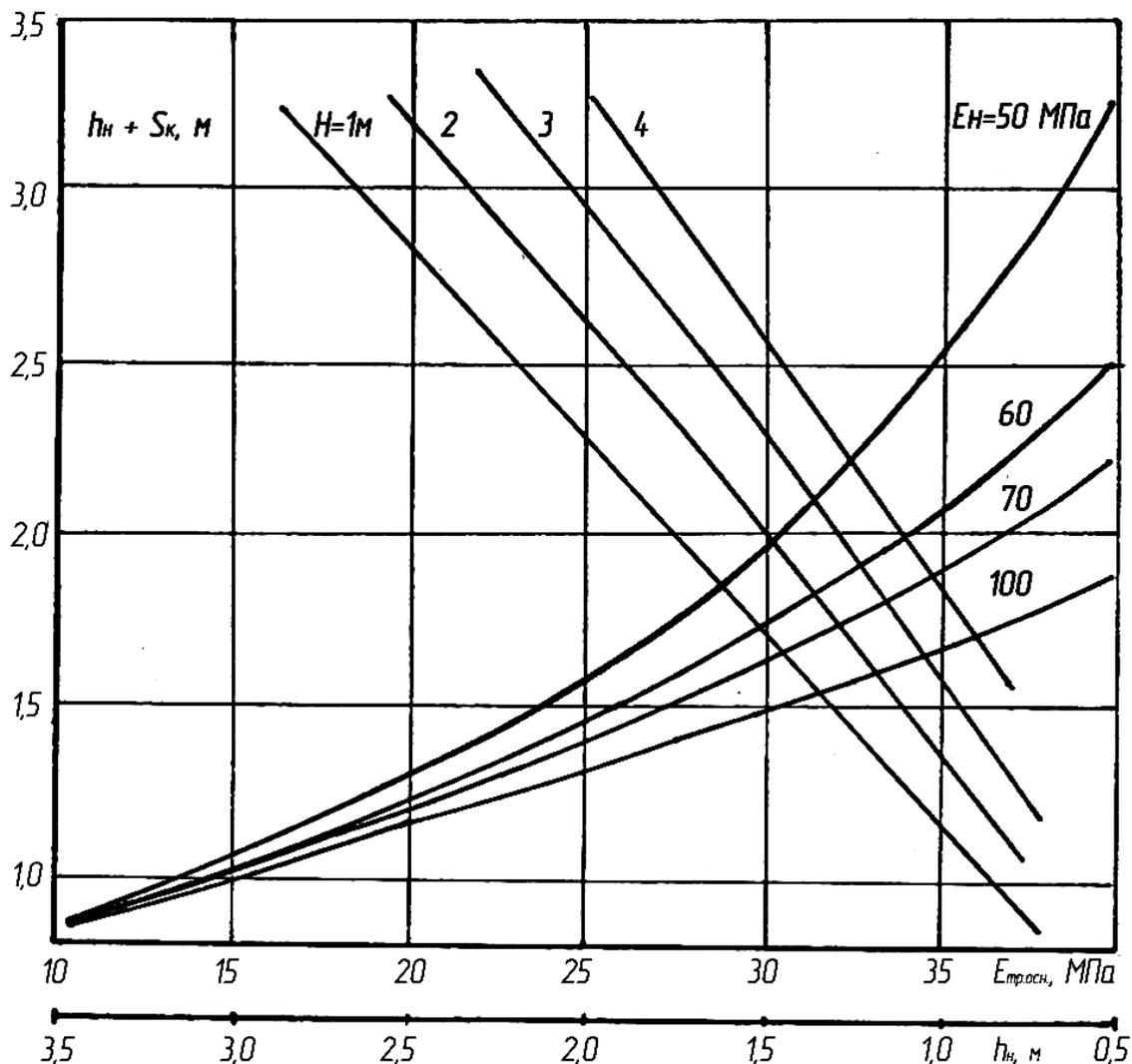


Рис. 4.7. Номограммы для определения толщины насыпного слоя и высоты насыпи (низинная лесная залежь)

Увеличение $E_{\text{тр.осн.}}$ происходит из-за уменьшения толщины отдельных слоев дорожной одежды или замены их на менее прочные, а значит и имеющие меньшую строительную стоимость.

Таким образом, с одной стороны, увеличение $E_{\text{тр.осн.}}$ влечет за собой возрастание строительных затрат на возведение насыпи, а с другой — уменьшение затрат на сооружение дорожной одежды.

Правомерно провести расчеты для конкретных условий и данных и сопоставить результаты с конструкцией автодороги на минеральном основании.

В работе [72] рассмотрен пример проектирования оптимальной нежесткой дорожной одежды на минеральном основании и расчетом на ЭВМ

получена следующая ее конструкция: среднезернистый песок – 40 см; известковый щебень – 24 см; щебень, обработанный вязким битумом, – 8 см; асфальтобетон – 5 см.

Общая стоимость варианта составила 653 руб. на 100 м^2 площади дорожной одежды. Известный интерес представляет расчет аналогичной конструкции дорожной одежды автомобильной дороги на болоте по предложенному в работе алгоритму.

Для расчета на ЭВМ принята конструкция дорожной одежды (аналогичная варианту 5 [72]) со следующими характеристиками конструктивных слоев:

песок средней крупности – модуль упругости $E = 120 \text{ МПа}$, стоимостной показатель $C = 3,2 \text{ руб./см} \cdot 100 \text{ м}^2$;

щебень прочных известковых пород – модуль упругости $E = 400 \text{ МПа}$; стоимостной показатель $C = 6,8 \text{ руб./см} \cdot 100 \text{ м}^2$;

подобранная щебеночная смесь, обработанная вязким битумом в установке, – модуль упругости $E = 800 \text{ МПа}$, стоимостной показатель $C = 22,6 \text{ руб./см} \cdot 100 \text{ м}^2$;

асфальтобетонное покрытие – модуль упругости $E = 1500 \text{ МПа}$, стоимостной показатель $C = 36,2 \text{ руб./см} \cdot 100 \text{ м}^2$.

Другие расчетные прочностные характеристики взяты также одинаковыми с данными примера, приведенного в [72].

За грунт земляного полотна в одном случае принят песок мелкий с модулем упругости $E_H = 100 \text{ МПа}$, а в другом – песок пылеватый с $E_H = 50 \text{ МПа}$, при их стоимости 3,2 руб. за 1 м^3 . Проезжая часть дорожной одежды принята в расчетах шириной $B_{\text{пр.ч}} = 7 \text{ м}$, ширина автомобильной насыпи поверху $B = 10 \text{ м}$, заложение откосов $m = 1,5$.

Стоимостные показатели взяты в ценах 1985 года.

Расчеты проведены для торфяной залежи глубиной 2, 4, 6 м при их средневзвешенном коэффициенте пористости $e_0 = 8$ и $e_0 = 18$.

Характер изменения строительных затрат на возведение 1 метра насыпи автомобильной дороги на болоте от требуемого модуля упругости $E_{\text{тр.осн.}}$ с определением его оптимального значения приведен на рис. 4.8. Анализ результатов расчетов показывает, что значение оптимального модуля упругости $E_{\text{тр.осн.}}$ для конкретной конструкции нежесткой дорожной одежды автомобильной дороги на болоте возрастает при увеличении глубины болота H , модуля упругости материала земляного полотна E_H , а также при уменьшении естественного влагосодержания торфяной залежи.

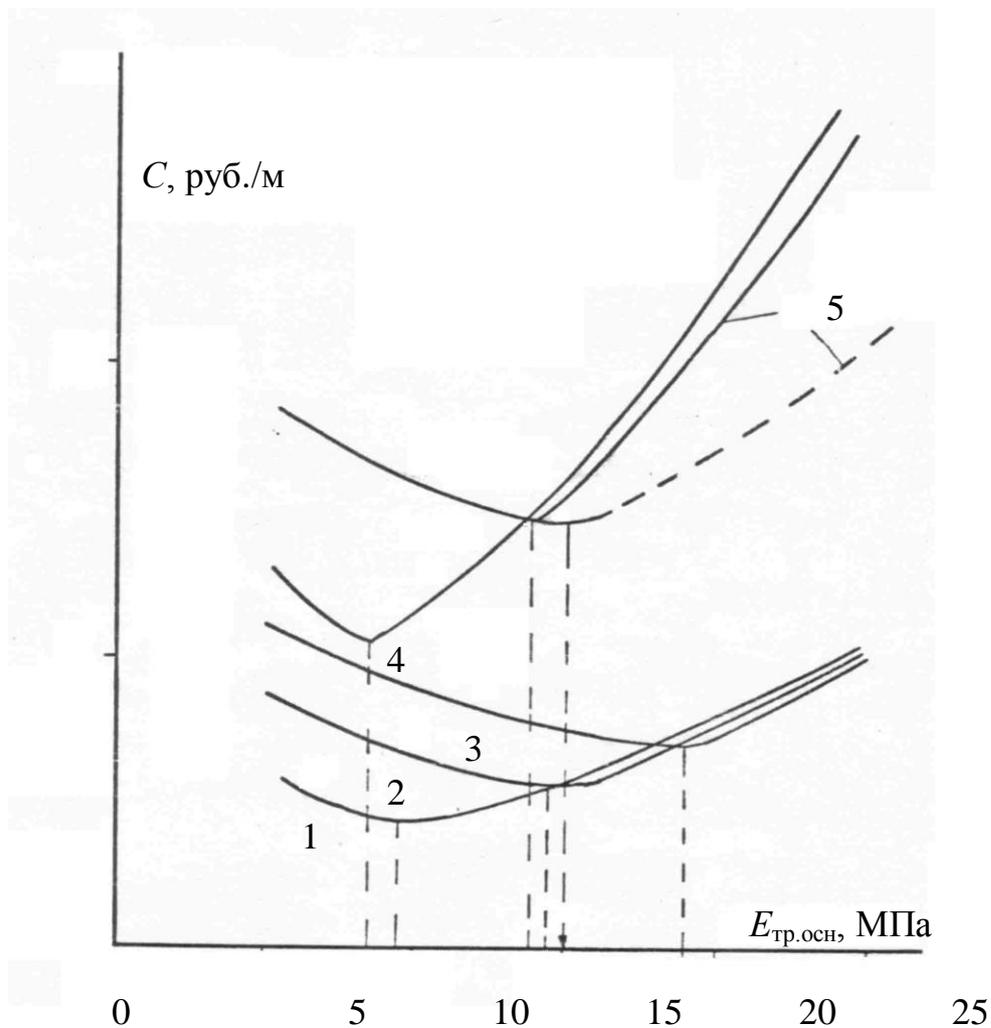


Рис. 4.8. Изменение строительных затрат на возведение 1 м автодорожной конструкции на болоте от требуемого модуля упругости $E_{тр.осн.}$

для $e_0 = 8$ при H , м: 1 – 2; 2 – 4; 3 – 6;

для $e_0 = 18$ при H , м: 4 – 4; 5 – 6;

— $E_H = 50$ МПа; - - - $E_H = 100$ МПа

Рациональными получаются конструкции насыпи автомобильной дороги на болоте при совпадении толщины дорожной одежды и высоты насыпи над поверхностью болота, а также при выполнении равенства $E_{общ.осн.} = E_{тр.осн.}$.

Для верховой топяной залежи (начальный коэффициент пористости $e_0 = 18$) глубиной 6 м получена следующая конструкция насыпи автомобильной дороги с земляным полотном из мелкого песка (модуль упругости $E_H = 100$ МПа) при $E_{тр.осн.} = 15$ МПа; дорожная одежда (в скобках данные варианта 5 на минеральном грунте [70]):

песок – 34 (24) см;

щебень – 32 (24) см;

щебень, обработанный вязким битумом, – 8 (8) см;

асфальтобетон – 5 (5) см;

высота насыпи над поверхностью болота – 80 см;

мощность насыпного слоя по оси ниже поверхности болота (конечная осадка) – 160 см.

Общая стоимость 1 м автодороги равна 123,7 руб./м, при составляющих: на дорожную одежду – 48,2 руб./м (688,2 руб. на 100 м² площади дорожной одежды), на грунт земляного полотна – 75,5 руб./м. На возведение насыпи протяженностью 1 м потребуется 23,6 м³ грунта.

Анализ сопоставления результатов расчетов показал, что у автодорог на болотах толщина слоев основания оптимальной дорожной одежды увеличивается на 35–40% по сравнению с автодорогой на минеральном основании.

Для рационального использования номограмм (см. рис. 4.4–4.7) необходимы нахождение оптимального модуля упругости для типовых конструкций и разработка рекомендаций по его назначению. Так, для автомобильной дороги на торфяных залежах со средневзвешенным влагосодержанием 7,5 г/г и 4-слойной дорожной одеждой при средних значениях стоимостей ее слоев разработан график определения оптимального модуля $E_{тр.осн.}$ в зависимости от глубины залежи и вида грунта земляного полотна (рис. 4.9).

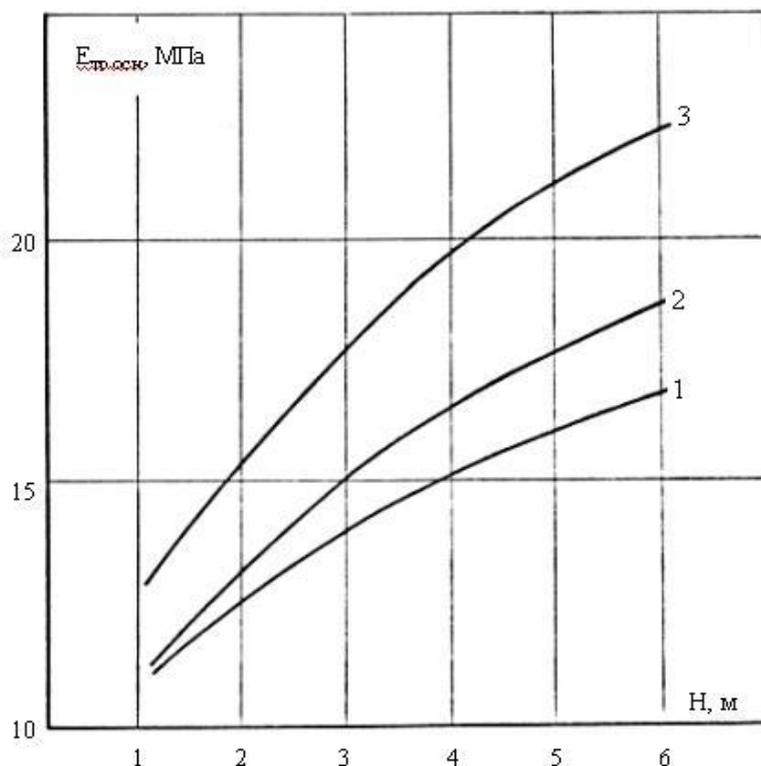


Рис. 4.9. График определения оптимального модуля упругости $E_{тр.осн.}$:
1 – песок мелкий; 2 – супесь легкая крупная; 3 – песок пылеватый

Таким образом, проведенные исследования доказывают правомерность применения разработанного автором алгоритма расчета рациональ-

ных параметров автодорожной конструкции на болоте в проектной практике.

5. ДЕФОРМАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ОРГАНОМИНЕРАЛЬНЫХ ГРУНТОВ

Основными деформационными характеристиками грунтов, в том числе и слабых, являются модуль общей деформации $E_{об}$ и коэффициент поперечного расширения μ [1, 2, 37, 85, 90], определение которых можно осуществлять по результатам стандартных полевых (штамповых, прессиометрических) испытаний, лабораторных (компрессионных, стабилOMETрических) опытов, а также по фактическим деформациям слабого основания под объектами (насыпями) натуральных размеров.

Вопросам расчета модуля общей деформации торфа и торфяной залежи посвящены работы ряда видных ученых – Л.С. Амаряна, Ф.П. Винокурова, П.А. Дрозда, И.Е. Евгеньева, С.С. Корчунова, А.С. Королева, Н.П. Коваленко, Н.Н. Морарескула, В.А. Миронова, К.П. Ордуянца, А.М. Силкина, А.А.Ткаченко, Н.А.Цытовича [1,2, 24, 26, 35,40, 48, 59, 61, 64, 80, 85, 90]. Типичным является определение модуля общей деформации торфа по результатам испытаний образцов в одометрах [1, 24, 26, 37, 70].

На величину компрессионного модуля общей деформации оказывает влияние целый ряд факторов. Это нарушение структуры при отборе образцов, наличие сил трения между монолитом и стенками прибора, неидентичность напряженного состояния в массиве и образце. Устранение некоторых недостатков компрессионного метода возможно при определении модуля деформации по результатам трехосного сжатия в стабилOMETрах при ограниченном боковом расширении. При испытаниях появляется возможность определения коэффициента поперечного расширения, однако тогда на величину $E_{об}$ и μ существенное влияние оказывает трение между торцами образца и фильтра.

Полевые методы устраняют самый существенный недостаток лабораторных испытаний – нарушение структуры, так как исследования грунтов производится в условиях их естественного залегания. Определение модуля общей деформации по результатам полевых экспериментов осуществлялось при испытании грунтов статическими нагрузками при помощи штампов различной конфигурации (квадратных, прямоугольных, круглых, фигурных), от воздействия насыпей дорог или инженерных сооружений.

Согласно результатам испытаний торфяной залежи штампами ее деформация при постоянном удельном давлении зависят от формы и размеров штампа, что требует введения корректирующих коэффициентов. Исследования [24, 90] показали, что осадка возрастает с увеличением размера штампа, а по [59] она проходит через минимум. Кроме того, на ре-

зультаты определения модуля общей деформации оказывают влияние методики установки штампа на грунт [15], время стабилизации осадки штампа, конструкция установок для нагружения штампа, число ступеней нагружения и ее величина, методы обработки графика $S = f(P)$ [24, 59, 90].

Исследование деформационных свойств торфяной залежи под насыпями дорог и дамб производили для обоснования метода расчета осадок насыпей К.С. Ордуянц, А.А. Ткаченко, И.Е. Евгеньев, А.С. Королев, Л.С. Амарян и др. [2, 26, 37, 64, 70, 86].

К.С. Ордуянц [64], приняв деформирование болот 1-го типа под насыпью по схеме одномерного сжатия, разработал методику определения модуля деформации E_C на основе обобщения фактических осадок железнодорожных насыпей. Модуль E_C , учитывающий физические свойства торфяной залежи и влияние подвижной нагрузки, дается в зависимости только от глубины болота и высоты насыпи.

А.А. Ткаченко [85, 86], используя формулу М.И. Горбунова-Посадова для гибкой полосы на сжимаемом основании, подстилаемом дном, по результатам обследования насыпей дорог узкой колеи лесотранспорта (302 поперечника) определил модуль остаточной осадки $E_O = E_{об} / (1 - \mu^2)$ для лесной, лесотопяной и топяной залежей. При расчете E_O , кроме составляющей от веса насыпи, учитывалась и величина временных нагрузок от подвижного состава. Величина E_O принимается постоянной в интервале давлений от 0 до 0,07 МПа и может быть определена по модулю компрессионного сжатия как по результатам компрессионных испытаний (давление $P = 0,06$ МПа), так и по физико-техническим свойствам торфяной залежи – естественной влажности W_0 и степени разложения R [85, 86] (см. табл. 2.1).

А.С. Королев [37] по данным обследования насыпей узкой колеи торфопредприятий предложил рассчитать модуль остаточной деформации $E_{об} / (1 - \mu^2)$ по решению О.Я. Шехтер [117]. При расчете было учтено изменение напряженного состояния залежи в процессе уплотнения. В интервале давлений (0,02–0,04) МПа получена зависимость модуля $E_{об} / (1 - \mu^2)$ от начального коэффициента пористости (табл. 5.1). А.С. Королев за зону деформирования принимал глубину болота H , а не ширину полособразной нагрузки, что, на наш взгляд, наиболее правильно, поскольку деформации подстилающего минерального грунта незначительны по сравнению с деформациями торфа. Мощность слоев торфа редко превышает 5–6 метров, и, кроме того, она уменьшается при деформировании на величину осадки насыпи.

Все исследователи отмечают влияние физико-технических свойств торфяной залежи и нагрузки на характеристику $E_{об} / (1 - \mu^2)$. Однако достаточно полного статистического анализа зависимостей $E_{об} / (1 - \mu^2)$ от физико-технических свойств, и в особенности от нагрузки, для насыпей

железных дорог узкой колеи в настоящее время не имеется, а для широкой колеи подобных зависимостей вообще нет.

Как следует из вышеизложенного, на величину модуля общей деформации торфа при его расчете существенное влияние оказывает значение коэффициента поперечного расширения μ .

Применимость расчетных зависимостей по определению величины коэффициента бокового давления ξ , полученных для минеральных грунтов, для торфа впервые показана Н.А. Наседкиным (1942). Им отмечается связь между коэффициентом бокового давления и естественной влажностью торфа.

В дальнейшем вопросами исследования коэффициентов бокового давления ξ и поперечного расширения μ торфа занимались П.П. Петухов (1942), А.А. Ткаченко (1961), Л.С. Амарян (1963), Ф.С. Яцевич (1965), А.С.Королев (1969), А.В. Исаев (1969), В.И. Пчелина (1972), З.С. Стельмах (1973), В.А. Кукушкин (1975) и др.

Характеристика и данные исследований, в результате которых выявлен характер изменения коэффициента μ от ряда факторов, приведены в табл. 5.2. На величину μ влияют вид и условия проведения испытаний, скорость деформации, значения всестороннего и вертикального давления, общетехнические свойства торфа.

При закрытых стабилметрических испытаниях величина μ выше, чем у дренированных [1].

По данным [1] при закрытых испытаниях значение μ постоянно при изменении давления, а по [120] – увеличивается при его росте.

При дренированных стабилметрических испытаниях μ уменьшается с увеличением всестороннего давления на образец торфа при постоянной скорости деформации и увеличивается с возрастанием скорости деформации при всестороннем постоянном давлении [1]. В процессе консолидации происходит уменьшение коэффициента μ от мгновенного значения до стабилизированного [37]. Величина стабилизированного коэффициента μ снижается при уменьшении степени разложения и с ростом начального коэффициента пористости e_0 (см. табл. 2.1) [1, 30, 37, 85, 86].

Анализ результатов исследования показывает, что закономерности изменения μ от физико-технических свойств торфа, величин нагрузок, условий нагружения изучены недостаточно. Это подтверждают значительные расхождения в результатах исследований ряда авторов (например, стабилметрические), что затрудняет правильный выбор величины коэффициента μ для инженерных расчетов. На наш взгляд, наиболее достоверные значения μ для расчета осадок насыпей можно получить лишь в результате

обработки данных обследования насыпей [30, 85]. Однако сведения А.А. Ткаченко [85] имеют ограниченную область применения.

По исследованиям минеральных грунтов выявлено, что между модулями общей деформации, полученными по данным полевых $E_{\text{ошт}}$ и компрессионных испытаний $E_{\text{ок}}$, наблюдается различие, которое уменьшается с ростом начального коэффициента пористости. Поэтому при определении модуля общей деформации по результатам компрессионных испытаний вводится поправочный коэффициент $m \geq 1$, т. е. $E_{\text{ошт}} = m E_{\text{ок}}$. Исследования В.И. Гусевой [23] слабых сильносжимаемых заторфованных грунтов указывают на сопоставимость модулей общей деформации, полученных по данным полевых и компрессионных испытаний при давлении до 0,3 МПа.

При определении модуля общей деформации торфяной залежи отмечают как совпадение результатов расчета по полевым и компрессионным испытаниям [28], так и их различие [15, 24, 59]. В последнем случае нет единого мнения о соотношении $E_{\text{ошт}}$ и $E_{\text{ок}}$, так как одни авторы подтверждают закономерности для минеральных грунтов [15], т. е. $E_{\text{ошт}} \geq E_{\text{ок}}$, а другие [24] получают противоположные результаты. Так, по В.А. Миронову [59], поправочный коэффициент $m = E_{\text{ошт}} / E_{\text{ок}}$ уменьшается от 2,0 до 1,0 при увеличении начального коэффициента пористости с $e_0 = 10$ до $e_0 = 24$. А по данным работы [24] m равен 0,5–0,68 и можно заметить тенденцию к его увеличению с ростом коэффициента пористости залежи ($m = 0,58$ при $e_0 = 9,75$ и $m = 0,68$ при $e_0 = 17,8$). Все это позволяет сделать вывод о необходимости дальнейшего изучения возможности сопоставления результатов полевых и лабораторных испытаний.

Таблица 5.1. Прогноз деформационных характеристик торфяной залежи

Автор	Вид экспериментальных исследований	Зависимости	Единицы измерения	Границы применимости
1	2	3	4	5
Модуль общей деформации $E_{об}$				
Ткаченко А.А. [85, 86]	Обследование насыпей	$\frac{E_{об}}{1-\mu^2} = 0,024 R^{0,85} + \frac{7,0}{3,8 + 0,0041 W_0}$	кг/см ²	$P \leq 0,06$ МПа
	Обследование насыпей и компрес. испытания	$\frac{E_{об}}{1-\mu^2} = 25,1 * \lg(E_{сж} - 4,47) - 12,1$	т/м ²	$P \leq 0,06$ МПа
	То же	$E_{об} = E_{сж} \frac{0,769 - 0,54 \lg E_{сж} - 0,204 \lg^2 E_{сж}}{0,828 - 0,32 \lg E_{сж}}$	кг/см ²	$P = 0,5-0,6$ МПа $E_{сж}$ при $P = 0,06$ МПа
Королев А.С. [37]	Обследование насыпей	$\frac{E_{об}}{1-\mu^2} = (24,1 - 1,1e_0) 10^4$	Па	$P = 0,02 - 0,04$ МПа
Миронов В.А. [59]	Штамповые испытания	$E_{об} = \frac{6,31}{e_0^{1,32}} \tilde{E}$	МПа	$\tilde{E} = 1$ МПа
Бронин В.Н. [15]	Обследование торфяной залежи под насыпью	$E_{т.з.} = 0,314 q_3^{1,21}$	кгс/см ²	$P = 0,17$ кгс/см ²

1	2	3	4	5
Длительный коэффициент поперечного расширения μ				
Ткаченко А.А. [85, 86]	Обследование насыпей и компрессионные испытания	$\mu = 0,172 + 0,32 * \lg E - c$		$E_{сж} > 0,29 \text{ кгс/см}^2$ $P = 0,5-0,6 \text{ кгс/см}^2$
Королев А.С. [37]	Компрессионные испытания	$\mu = \frac{0,76 - 0,029e_0}{1,76 - 0,029e_0}$		—
Амарян Л.С., Кукушкин В.А. [2]	Стабилметрические испытания	$\mu_{\text{стаб}} = \frac{e_0}{14e_0 - 76}; \mu_{\text{МГН}} = 0,43$		$e_0 > 6,5$
Трофимов В.Л. [89]	Обследование нефтепромысловых объектов	$\mu = 0,35$		Торфяная залежь Среднего Приобья
Ивкина Т.Н. [30]	Сопоставление фактических осадок железнодорожных насыпей с расчетными	$\mu = 0,36 - 0,0032 e_0 \pm t 0,053$		—

Таблица 5.2. Результаты исследований коэффициентов бокового давления ξ и поперечного расширения торфа μ

Автор	Вид исследования и условия его проведения	Пределы изменения изучаемого параметра	Условия проведения опытов
1	2	3	4
Петухов П.П. [67]	Компрессионные испытания	$\xi = 0,5 \dots 0,9$	Торф влажностью $\omega = 60 \dots 89\%$
Амарян Л.С. [1,2]	Закрытые стабилометрические испытания	$\xi = 0,78$ ($\mu = 0,438$)	Шейхцериено-сфагновый торф, $R = 15\%$
	Дренажное стабилометрические испытания	$\mu = 0,06 \dots 0,13$ $\mu = 0,33 \dots 0,41$	Низинный осоковый торф, $R = 40\%$ $\sigma_3 = 0,3$ кг/см ² : $v_d = 0,04$ мм/мин $v_d = 2,7$ мм/мин
		$\mu = 0,42$ $\mu = 0,24 \dots 0,32$	$v_d = 0,67$ мм/мин, $\sigma_3 = 0,15$ кг/см ² $\sigma_3 = 0,3 \dots 0,5$ кг/см ²
Яцевич Ф.С. [120]	Одноосное сжатие	$\mu = 0,22 \dots 0,37$	Торф верховой, $R = 5 \dots 20\%$
	Дренажное, стабилометрические испытания	$\mu = 0,225 \dots 0,38$	Торф верховой, $R = 5 \dots 20\%$
	Закрытые стабилометрические испытания	$\mu = 0,42 \dots 0,49$	Верховой торф в трехфазном состоянии

Окончание табл. 5.2

1	2	3	4
Исаев А.В. [32]	Стабилометрические испытания: предварительное гидростатическое сжатие образца гидростатическое сжатие в результате приложения нагрузки Р	$\mu = 0,35 \dots 0,45$ $\mu = 0,3 \dots 0,4$ $\mu = 0,35 \dots 0,25$ $\mu = 0,25 \dots 0,18$	Шейхцериево-сфагновый торф $R = 20 \dots 25\%$; $v_d = 0,672$ мм/мин $\sigma_1 - \sigma_3 = 0,05$ кг/см ² $\sigma_1 - \sigma_3 = 0,2$ кг/см ² тростниковый торф, $R = 45\%$ $P = 0,1$ кг/см ² $P = 0,5$ кг/см ²
Пчелина В.И. [73]	Стабилометр типа Б	$\mu_{ст} = 0,324 \dots 0,47$	$W_o \cong \text{const} \cong 540 \dots 620\%$
Кукушкин В.А. [2]	Стабилометрические испытания	$\mu = 0,43$ $\mu = 0,1 \dots 0,2$	$e_o > 7,0$; $t \rightarrow 0$ $t \rightarrow \infty$
Королев А.С. [37]	Компрессионные испытания	-	Переработанный низинный древесно-осоковый торф, $R = 35\%$
		$\xi_{\max} = 0,9$; $\xi_{\text{стаб}} = 0,44$	I ступень нагрузки – 13,7 кПа
		$\xi_{\max} = 0,5$; $\xi_{\text{стаб}} = 0,27$	III ступень нагрузки – 41,1 кПа
		$\xi_{\max} = 0,35 \dots 0,48$ $\xi_{\text{стаб}} = 0,16$	Магелланикум-торф; $R = 25\%$
Стельмах З.С. [82]	Штамповые испытания торфяной залежи	$\mu = 0,10 \dots 0,27$	–
Бронин В.Н. [15]	Компрессионные испытания	$\mu = 0,23 \dots 0,27$ $\mu = 0,268$ $\mu = 0,367$	Низинный тип, $R = 15 \dots 25\%$ хвощевой низ., $R = 25\%$ хвощевой низ., $R = 50\%$

Примечание. Обозначения: v_d – скорость деформации; σ_3 – всестороннее давление; σ_1 – вертикальная нагрузка; $\sigma_1 - \sigma_3$ – девиатор напряжения; t – время приложения нагрузки.

5.1. Теоретические предпосылки оценки деформационных свойств торфа и торфяных залежей

5.1.1. Общие физические и теоретические предпосылки процесса одномерного уплотнения торфа

В механике грунтов определение модуля общей деформации по результатам компрессионных испытаний осуществляется по зависимости

$$E = \beta / a_0, \quad (5.1)$$

где β – коэффициент, учитывающий боковое расширение грунта, зависящее от коэффициента поперечного расширения μ :

$$\beta = [1 - 2\mu^2 / (1 - \mu)];$$

a_0 – коэффициент относительной сжимаемости, определяемый по компрессионной кривой

$$a_0 \approx \frac{\lambda_2 - \lambda_1}{P_2 - P_1} \approx \frac{e_1 - e_2}{(1 + e_0)(P_2 - P_1)} \approx \frac{\Delta\lambda}{\Delta P} = \frac{a}{1 + e_0} = \frac{d\lambda}{dP}, \quad (5.2)$$

где a – коэффициент сжимаемости;

e_0 – начальный коэффициент пористости;

e_1, λ_1 и e_2, λ_2 – соответственно коэффициенты пористости и величина относительной деформации при давлении P_1 и P_2 .

Исходя из основ дифференциального исчисления величина a_0 представляет собой истинную скорость изменения относительной деформации λ при заданном P , т. е. равна тангенсу угла наклона касательной к кривой $\lambda = f(P)$ в точке, соответствующей давлению P .

При $\lambda_1 \rightarrow 0$ (т. е. $P_1 \rightarrow 0$) имеем $e_1 \rightarrow e_0$, тогда по выражению (5.2) определяем среднюю скорость изменения λ , которую обозначим как секущий коэффициент относительной сжимаемости $a_{сж}$, равный отношению величины относительной деформации при давлении P к значению давления P ,

$$a_{сж} = \lambda / P. \quad (5.3)$$

Величину, обратную коэффициенту $a_{сж}$, называют секущим модулем компрессионного сжатия $E_{сж}$, т. е. $E_{сж} = 1 / a_{сж} = P / \lambda$.

В соответствии с терминологией, принятой В.А.Флориным [113], при расчете по зависимостям (5.1) и (5.2) получим абсолютный модуль общей деформации, а по зависимостям (5.1) и (5.3) – относительный (секущий) модуль общей деформации.

В дальнейшем при выводе уравнения компрессионной кривой используем понятие относительного коэффициента сжимаемости.

В случае линейной зависимости между деформациями и напряжениями имеем $a_{сж} = a_0 = \text{const}$.

Для торфа и других органоминеральных (слабых) грунтов при компрессионном уплотнении между давлением и деформацией имеется нелинейная зависимость [1, 37, 88, 105 и др.], характер изменения которой приведен на рис. 5.1а.

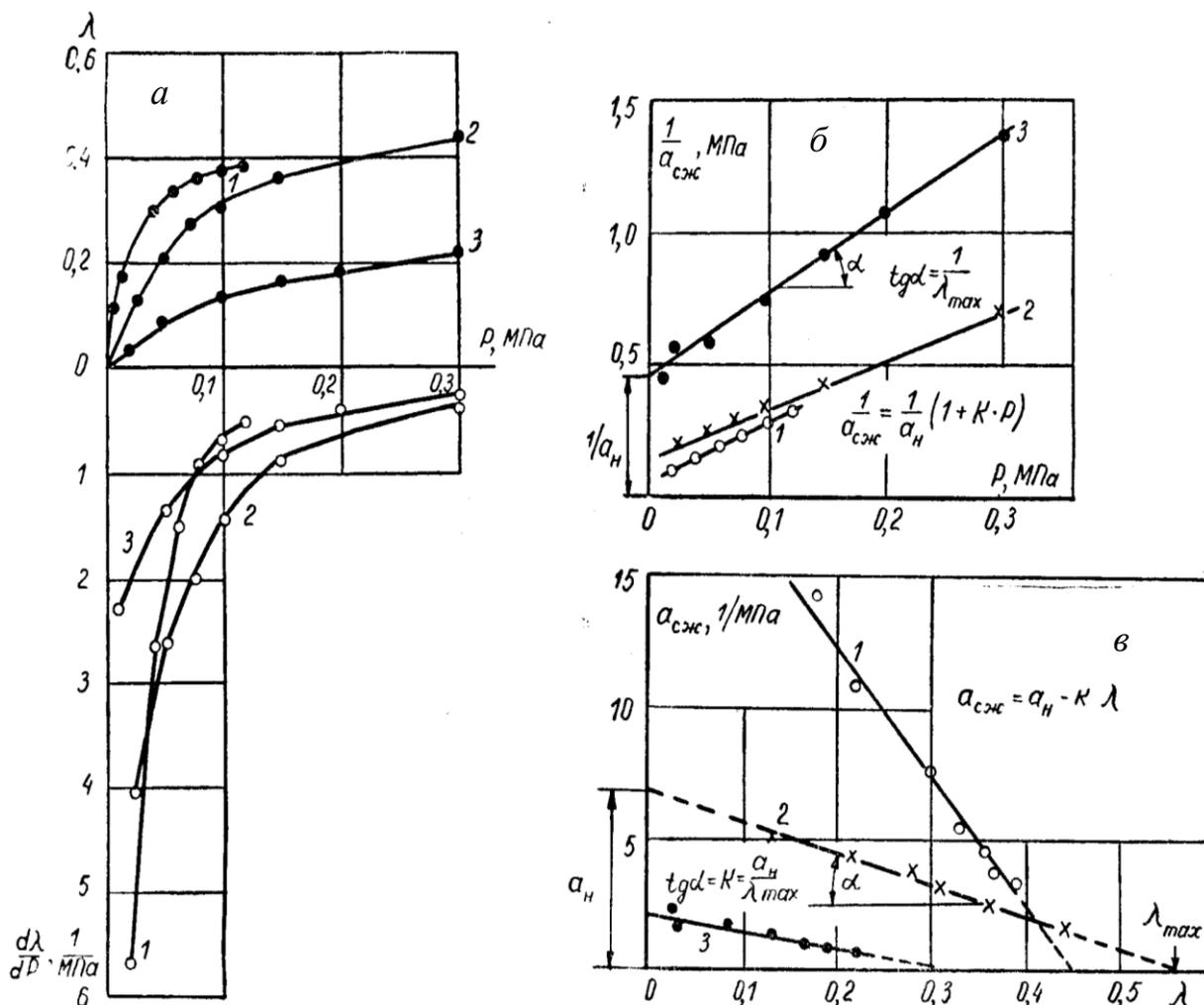


Рис. 5.1. Способы графической обработки (б, в) компрессионных кривых (а) для слабых грунтов:

1 – сапрпель сильноминерализованный [6]; 2 – древесно-тростниковый торф, $R = 40\%$, $e_0 = 9,25$; 3 – ил глинистый, $e_0 = 1,836$ [по Г.В. Сорокиной]

В настоящее время не существует единого мнения о виде функции для описания процесса компрессионного уплотнения. В результате анализа уравнений аппроксимации компрессионных кривых выявлено, что в общем случае применяют логарифмический, степенной, экспоненциальный, дробно-линейный виды уравнений (табл. 5.3).

С эмпирической точки зрения уравнения в частных случаях удовлетворительно описывают процесс уплотнения. С позиции физического и теоретического обоснования наиболее общими являются гиперболические (дробно-линейные) виды уравнений, предложенные А.С. Королевым и

Л.С. Амаряном [1, 2, 3, 37, 38, 39, 48]. Теоретические аспекты расчета коэффициента относительной сжимаемости a_0 торфа и ряда других слабых грунтов рассмотрены нами совместно с А.С. Королевым [48] для условий полного (условного) стабилизированного состояния.

Обобщение количественных закономерностей кинетики одноосного сжатия слабых грунтов (полученных как нами, так и по материалам публикаций) показывает, что абсолютный коэффициент относительной сжимаемости $a_0 = d\lambda / dP = f(P)$ изменяется нелинейно по мере возрастания давления P (см. рис. 5.1а). С ростом уплотняющих давлений коэффициент a_0 убывает и при больших значениях давления P стремится к предельно малому значению.

При компрессионном сжатии торфа в трехфазном состоянии уплотнение происходит за счет уменьшения общей его пористости, а при полном водонасыщении – за счет удаления влаги. При этом происходит изменение, как показал Л.С. Амарян [2], ряда структурно-механических характеристик торфа: гидравлического радиуса пор δ , кинетической удельной поверхности S_0 , эквивалентных диаметров пор D .

Сравнение относительных величин скорости изменения параметров (отношение скорости при начальном давлении к скорости при последующих) $\lambda(a_0)$, $\delta(d\delta/dP)$, $D_{\max}(dD_{\max}/dP)$, $W(dW/dP)$, $S_0(dS_0/dP)$, в зависимости от давления P приведено на рис. 5.2, построенном для комплексного верхового торфа ($W_0 = 12,8$ г/г) по данным Л.С. Амаряна [2]. Следует отметить, что изменения величины a_0 соответствует случаю, при котором на начальном интервале давления имеется некоторый рост a_0 , а затем a_0 уменьшается. Характер изменения скоростей увеличения S_0 и уменьшения δ и D_{\max} в качественном и количественном отношении одинаков. Интенсивность изменения a_0 на всем интервале давления ниже, чем для S_0 , δ , D_{\max} , и практически совпадает с изменением скорости общего влагосодержания $W_{\text{об}}$.

С качественной стороны кинетика изменения деформационных свойств торфа вполне согласуется с изменением структурно-механических характеристик торфа при компрессионном уплотнении. На начальном участке давления уплотнения, где $a_0 = d\lambda / dP \approx \text{const}$, сжатие торфа сопровождается несущественным изменением кинетической удельной поверхности S_0 и резким уменьшением гидравлического радиуса пор δ . При этом наиболее существенно уменьшаются эквивалентные диаметры максимальных пор D_{\max} , что указывает на ликвидацию в начальной стадии уплотнения в первую очередь наиболее крупных ячеек.

Таким образом, на первом участке уплотнение происходит за счет сближения частиц каркаса торфа без заметного их разрушения при отжатии воды из порового пространства и линейной зависимости между напря-

жениями и деформациями (деформации носят упруговязкопластичный характер при малом значении пластической составляющей).

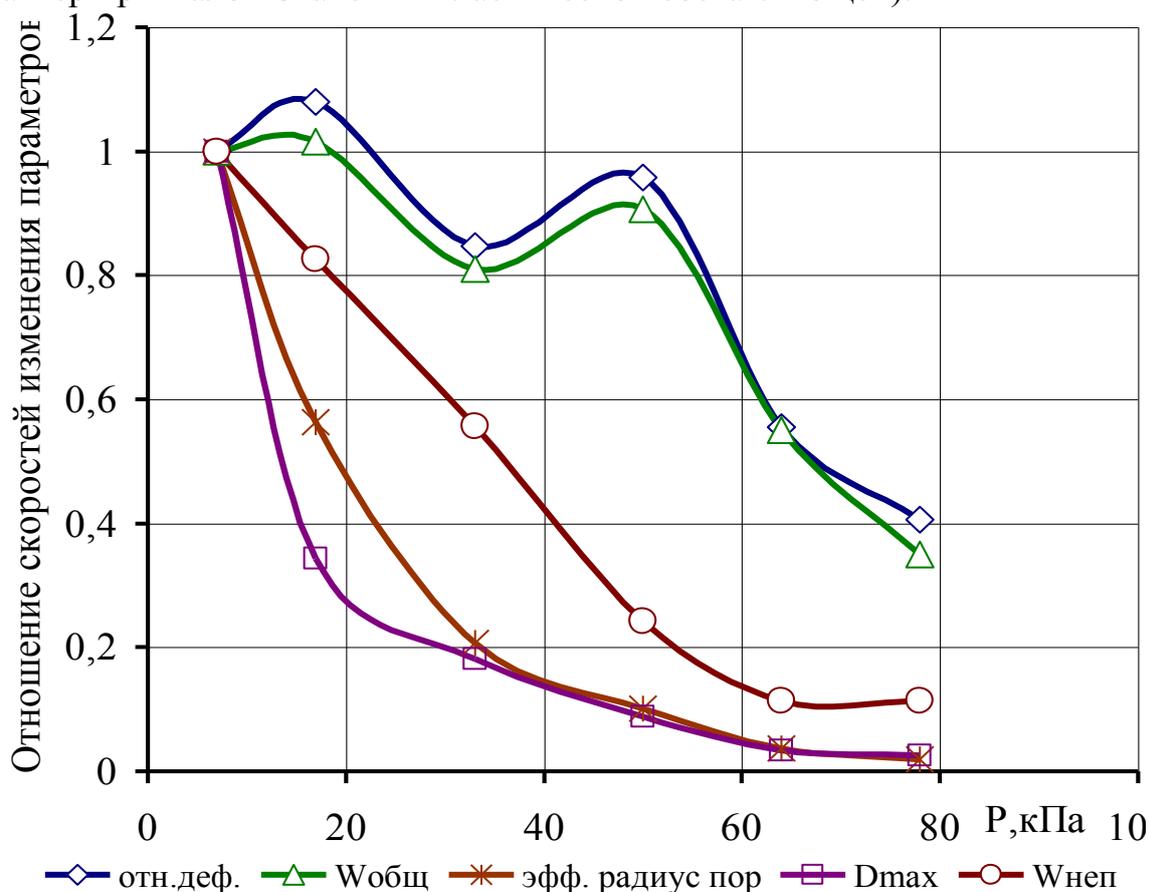


Рис.5.2. Сравнение динамики изменения параметров при уплотнении

На последующем интервале приложения давления скорость изменения кинетической удельной поверхности S_0 резко возрастает, что сопровождается выравниванием структуры торфа, о чем можно судить по характеру интенсивности изменения S_0 и D_{\max} (см. рис. 5.2). При этом наблюдается деформирование частиц торфа в виде пластических (остаточных) деформаций, связанных в основном с их разрушением, проникновением друг в друга, взаимным перемещением и т. п. [2], что является одной из причин нарушения линейной связи между деформациями и напряжениями.

Наличие в торфе различных категорий влаги с разной энергией связи предопределяет последовательность ее удаления при уплотнении [2, 5]. С позиций компрессионного сжатия общее влагосодержание $W_{\text{об}}$ торфа можно подразделить на две составляющие воды: свободная вода $W_{\text{кап}}$ — это вода, заполняющая водопроводящие поры и удаляемая в результате уплотнения при соответствующих нагрузках; неподвижная вода $W_{\text{неп}}$ — внутриклеточная и физико-химическая связанная вода. Соотношение $W_{\text{об}}$, $W_{\text{кап}}$, $W_{\text{неп}}$ при уплотнении торфа по данным Л.С. Амаряна [2] представле-

но на рис. 5.3. Как видно из рисунка, уплотнение торфа происходит за счет удаления свободной и освобожденной внутриклеточной влаги. Неподвижная влага с ростом уплотняющих давлений переходит в свободную. Количество физико-химической связанной влаги остается неизменным и не отжимается при весьма большом давлении пресса.

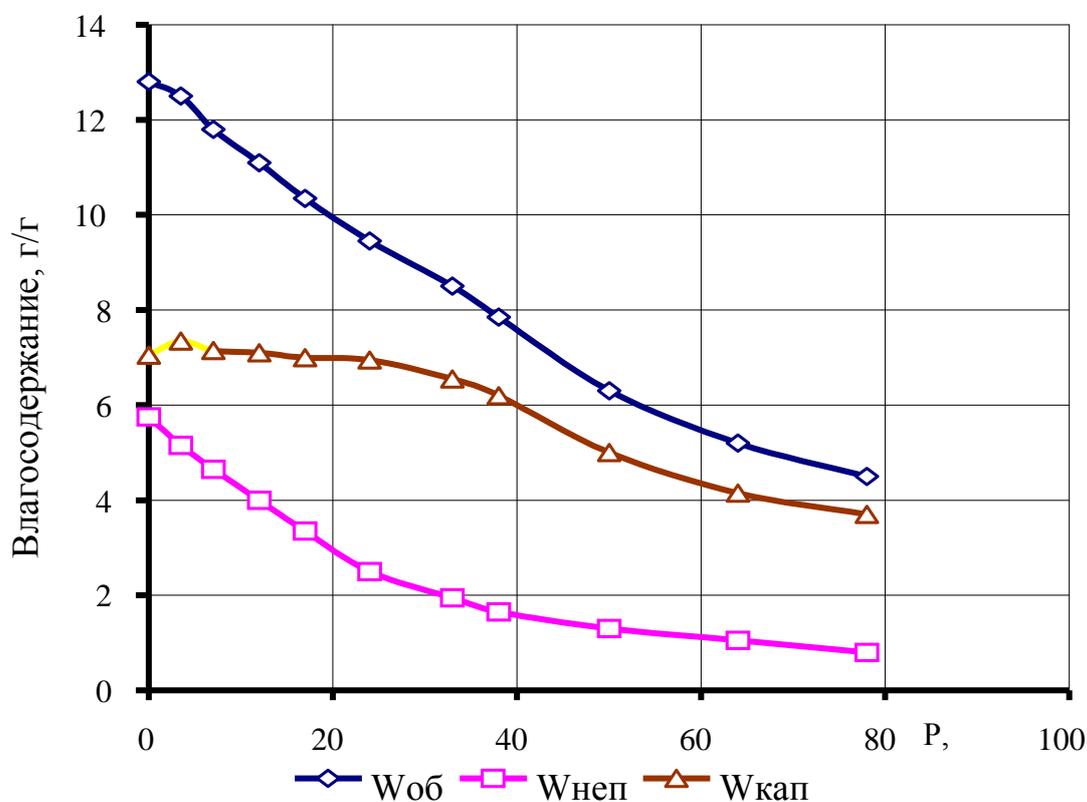


Рис. 5.3. Кинетика изменения видов влагосодержания при уплотнении торфа

Суммарный объем твердой фазы торфа и физико-химической связанной влаги будет характеризовать величину относительной деформации компрессионного сжатия в предельном состоянии при давлении $P \rightarrow \infty$, которую называют максимальной (предельной) относительной деформацией λ_{\max} .

5.1.2. Обобщенное уравнение компрессионного уплотнения для условной стабилизации

Из вышесказанного следует, что для условий полной стабилизации процесс деформирования торфа связан с непрерывным убыванием коэффициента относительной сжимаемости a_0 , начиная от a_H (начального значения для основного случая при $P = 0$ или для других вариантов при $P = P_0$) и заканчивая его предельным значением, характеризующим беспористое состояние тела при $P \rightarrow \infty$ и максимальной относительной деформации λ_{\max} . Величина P_0 соответствует давлению P при его значении, нарушающем пропорциональность $\lambda = f(P)$.

Нелинейность изменения коэффициента a_0 можно охарактеризовать через нелинейную функцию от следующих исходных величин $a_n, \lambda_{\max}, \lambda$, т. е. $a_0 = f(a_n, \lambda_{\max}, \lambda)$ или $a_0 = f(a_n, \lambda_{\max}, P)$.

Величина P_0 может быть связана с предварительным уплотнением торфа, вызванным различными факторами (структурное уплотнение, уплотнение силами капиллярного поднятия воды, степенью внешней нагрузки) и названа пределом линейной пропорциональности или структурной прочностью торфа при сжатии.

Влияние предварительного уплотнения торфа на изменение a_0 характеризуют результаты компрессионного опыта с первичной ветвью компрессии до $P_0 = 0,04$ МПа, дальнейшим снятием нагрузки до $P = 0$ (ветвь набухания) и вторичной ветвью компрессии до $P = 0,15$ МПа (рис. 5.4 – осоковый низинный торф, $R = 25\%$).

Зависимости $a_0 = f(P)$ для первичной ($P_0 = 0$) и вторичной ($P_0 = 0,04$ МПа) ветвей компрессии, характер изменения которых подтверждает предположения о влиянии предварительного уплотнения на вид кривой на начальном его участке, приведены на рис. 5.5.

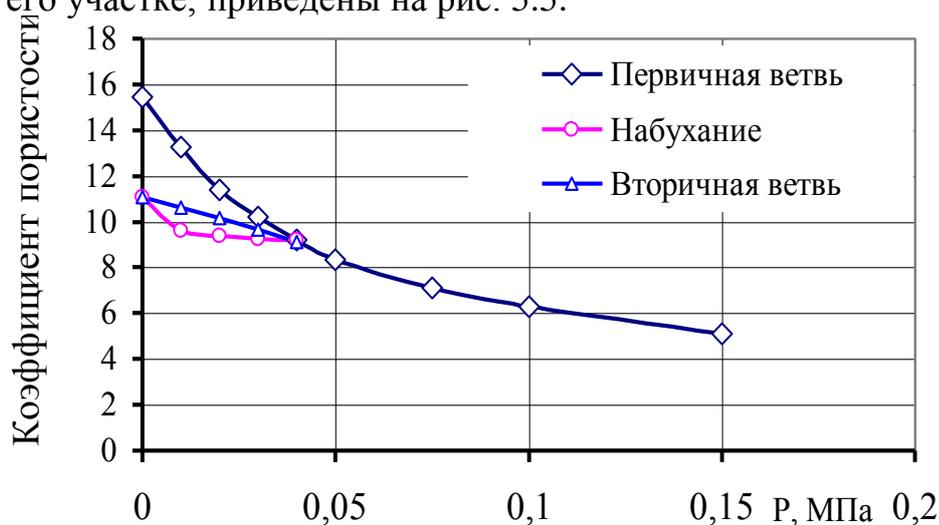


Рис. 5.4. Стадии компрессионного уплотнения торфа

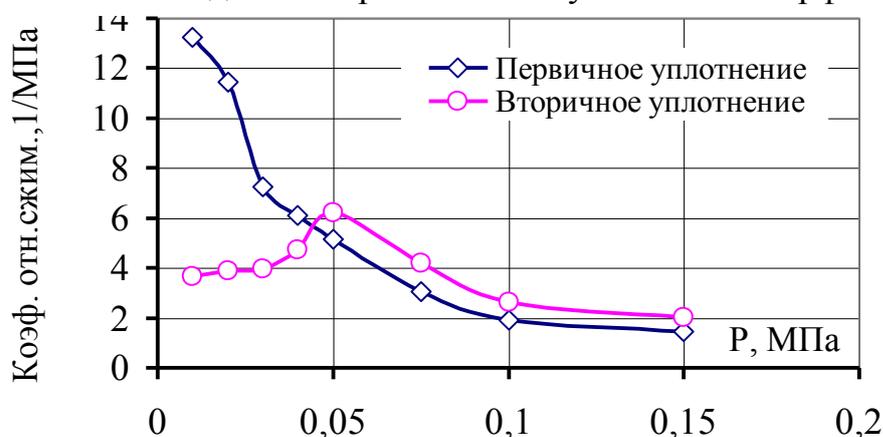


Рис. 5.5. Зависимость коэффициента относительной сжимаемости от давления

Экспериментальные данные показывают, что при небольшом начальном давлении между приращением относительной деформации $\Delta\lambda$ и давления ΔP будет наблюдаться линейная зависимость и $a_0 = a_n = \text{const}$. Однако при увеличении давления P , т. е. по мере увеличения уплотнения, начальная пропорциональность a_n между $\Delta\lambda$ и ΔP будет уменьшаться. С учетом ограниченности сжатия грунтов при давлении $P \rightarrow \infty$ ($\Delta\lambda \rightarrow 0$) $a_0 \rightarrow 0$, так как постоянному приращению $\Delta P = \text{const}$ будут соответствовать уменьшающиеся $\Delta\lambda$. По мере увеличения P скорость уменьшения a_0 имеет затухающий характер.

На основе рассмотренных общих физических представлений пропорциональность между a_0 и a_n может быть соблюдена введением функции $f(\Phi)$, выражающей вероятность сохранения начальной пропорциональности с ростом давления P , т. е. расчетная модель может быть представлена в виде

$$a_0 = a_n f(\Phi). \quad (5.4)$$

Исходя из анализа нелинейная функция $f(\Phi)$ должна удовлетворять условиям:

при малых давлениях $P \rightarrow 0$, $f(\Phi) \rightarrow 1$;

при $P \rightarrow \infty$, $f(\Phi) \rightarrow 0$;

при увеличении P должно соблюдаться условие затухания скорости уменьшения a_0 , т. е. $(da_0/dP) \rightarrow 0$ при $P \rightarrow \infty$.

Учитывая ограниченность сжатия грунтов, относительная деформация λ будет изменяться от $\lambda = 0$ при $P \rightarrow 0$ до $\lambda = \lambda_{\text{max}}$ при $P \rightarrow \infty$.

Количественно функция $f(\Phi)$ может быть оценена по степени компактности дисперсной уплотняемой системы, которая характеризуется величиной контактного сечения α_k при сжатии, и представлена в виде $f(\Phi) = 1 - k\alpha_k$ [14]. Коэффициент $k \approx 1$ и не зависит от плотности системы. В начальной стадии сжатия $\alpha_k \approx 0,1\%$. Учитывая идентичность функции $k\alpha_k$ и кривой уплотнения $\lambda = f(\Phi)$, можно полагать, что количество контактов в единице объема сжимаемой системы изменяется пропорционально величине относительной деформации λ , т. е. при наибольшей компактности системы пропорционально величине максимальной деформации λ_{max} .

В соответствии с этим общую функцию распределения вероятностей $f(\Phi)$ для оценки всех возможных сложных переходных состояний дисперсных систем при компрессии можно представить в виде частного типа кривых распределения Пирсона [37, 48, 110]

$$f(\Phi) = (1 - \lambda/\lambda_{\text{max}})^q, \quad (5.5)$$

где $\lambda_{\text{max}} = \lambda_{\text{пред}} \beta_k$; $\lambda_{\text{пред}} = e_0 [(1 + e_0) - \text{предельная деформация}]$;
 e_0 – начальный коэффициент пористости;

$\beta_k = (1 - e_{\min} / e_o) = (1 - W_{\min} / W_0)$ – коэффициент, учитывающий количество неотжимаемых энергетически связанных категорий влаги, которое характеризуется коэффициентом пористости e_{\min} ;

q – показатель функции распределения ($q \geq 0$).

Исходя из вышеизложенного величина максимальной относительной деформации λ_{\max} может быть определена по выражению

$$\lambda_{\max} = (e_o - e_{\min}) / (1 + e_o).$$

С физической точки зрения величина коэффициента β_k может быть связана с процессом отжатия влаги различных категорий, последовательность которого будет зависеть от энергии связи ее с твердой фазой торфа. Как показано выше, к категории неотжимаемой относится связанная физико-химическая вода при самых высоких давлениях сжатия (этап прессования).

На разных этапах уплотнения с уменьшением давления количество неотжимаемой влаги повышается вначале за счет влаги микропор и энтропийно-связанной влаги, а затем за счет части внутриклеточной и иммобилизованной влаги [2,5].

Поскольку $\lambda_{\max} = f(\text{неотжимаемой влаги})$, то можно предположить, что функция $f(\Phi)$ на разных этапах уплотнения одной и той же системы будет иметь различный характер изменения, т. е. $q \neq \text{const}$.

При совместном рассмотрении зависимостей (5.2), (5.4), (5.5) дифференциальное уравнение уплотнения при компрессии через коэффициент относительной сжимаемости может быть записано в виде [48, 92]

$$d\lambda = a_n (1 - \lambda / \lambda_{\max})^q dP. \quad (5.6)$$

При решении следующего интегрального уравнения получим общее сопротивление дисперсных систем при компрессионном уплотнении:

$$\int_{P_0}^P dP = \frac{\lambda_{\max}^q}{a_n} \int_{\lambda_{\text{лин}}}^{\lambda} (\lambda_{\max} - \lambda)^{-q} d\lambda. \quad (5.7)$$

Для общего случая следует принять пределы интегрирования: верхний – при давлении P деформация λ ; нижний – при давлении $P = P_0$ деформация $\lambda_{\text{лин}}$ (т. е. деформация при окончании линейной пропорциональности).

Тогда из (5.7) при $q \neq 1$

$$\int_{P_0}^P dP = \left[-\frac{\lambda_{\max}^q}{(1-q) a_n} (\lambda_{\max} - \lambda)^{1-q} \right]_{\lambda_{\text{лин}}}^{\lambda};$$

$$P - P_0 = \frac{\lambda_{\max}^q}{(1-q) a_n} (\lambda_{\max} - \lambda_{\text{лин}})^{1-q} - \frac{\lambda_{\max}^q}{(1-q) a_n} (\lambda_{\max} - \lambda)^{1-q},$$

а окончательно получим

$$P - P_0 = P_S - \frac{\lambda_{\max}}{(1-q) a_H} (1 - \lambda / \lambda_{\max})^{1-q},$$

где $P_S = \frac{\lambda_{\max}}{(1-q) a_H} (1 - \lambda_{\text{лин}} / \lambda_{\max})^{1-q}.$

(5.8)

Величина относительной деформации по (5.8) будет определяться из зависимостей:

$$\lambda = \lambda_{\max} \left\{ \begin{array}{l} \lambda = \lambda_{\text{лин}} P / P_0 \quad \text{при } P < P_0, \\ 1 - \left[\frac{1}{(P - P_0 - P_S)(q-1)K} \right]^{\frac{1}{q-1}} \quad \text{при } P \geq P_0 \end{array} \right\} \quad (5.9)$$

где $K = a_H / \lambda_{\max}$ – коэффициент пропорциональности.

При небольших значениях P_0 относительная деформация, ему соответствующая, из-за ее малой величины может быть принята равной нулю, т. е. $\lambda_{\text{лин}} \approx 0$, тогда уравнение (5.9) примет вид

$$\lambda = \lambda_{\max} \left\{ 1 - \left[\frac{1}{(P - P_0)(q-1)K + 1} \right]^{\frac{1}{q-1}} \right\}. \quad (5.10)$$

При $P_0 = 0$ выражение (5.10) преобразуется в зависимость, опубликованную автором совместно с А.С. Королевым [48], аналог которой получен ранее А.С. Королевым через модуль компрессионного сжатия $E_{\text{сж}}$ [37]:

$$\lambda = \lambda_{\max} \left\{ 1 - \left[\frac{1}{P(q-1)K + 1} \right]^{\frac{1}{q-1}} \right\}. \quad (5.11)$$

При $q = 1$ решение уравнения (5.6) может быть получено в виде

$$P - P_0 = \frac{1}{K} \ln \left(\frac{\lambda_{\max} - \lambda_{\text{лин}}}{\lambda_{\max} - \lambda} \right),$$

а для относительной деформации

$$\lambda = \lambda_{\max} \left[1 - \exp \left\{ -K(P - P_0) \right\} \right]. \quad (5.12)$$

При $P_0 = 0$ и $\lambda_{\text{лин}} = 0$ зависимость (5.12) преобразуется в известную экспоненциальную зависимость Н.Н. Сидорова [79]

$$\lambda = \lambda_{\max} [1 - \exp(-KP)].$$

При $P_0 = 0$ и $\lambda_{\text{лин}} \neq 0$ зависимость (5.9) может быть применена для описания компрессионных свойств оттаивающего торфа и других слабых грунтов.

Поскольку относительная деформация выражается через коэффициент пористости e или влагосодержание W , г/г, то функция $f(\Phi)$ через W и e будет иметь вид

$$f(\Phi) = \left(\frac{e - e_{\min}}{e_0 - e_{\min}} \right)^q = \left(\frac{W - W_{\min}}{W_0 - W_{\min}} \right)^q. \quad (5.13)$$

Дифференциальное уравнение уплотнения будет иметь вид

$$de = a'_n [(e - e_{\min}) / (e_0 - e_{\min})]^q dP;$$

$$dW = a''_n [(W - W_{\min}) / (W_0 - W_{\min})]^q dP,$$

где a'_n, a''_n – начальный коэффициент сжимаемости по e и W .

Между a_n и a'_n, a''_n существует следующее соотношение

$$a_n = \frac{a'_n}{1 + e_0} = \frac{a''_n}{W + \Delta / \rho_s},$$

где Δ, ρ_s – плотность воды и плотность частиц слабого грунта соответственно.

При $q = 1$ зависимость (5.13) была использована Ю.К. Зарецким для описания нелинейности между нагрузками и деформациями слабых грунтов.

Анализ уравнений (5.9)–(5.11), (5.13) показывает, что в них отражается основное свойство компрессионного сжатия дисперсных материалов – ограниченность уплотнения, т. е. $\lambda \rightarrow \lambda_{\max}$ при $P \rightarrow \infty$ (кроме случая при $q = 0$). С увеличением нагрузок коэффициент относительной сжимаемости a_0 убывает от a_n до $a_0 \rightarrow 0$ при $P \rightarrow \infty$.

Для использования приведенных уравнений необходимо установить: численное значение показателя функции $f(\Phi) = q$, которое определяет вид компрессионного уравнения;

возможность изменения максимальной относительной деформации на разных этапах уплотнения $\lambda_{\max} = f(P)$, связанную с отжатием различных категорий поровой жидкости, т. е. изменение коэффициента β_K , а также наличие взаимосвязи между q, a_n, λ_{\max} при их изменении.

Рассмотрим возможное изменение коэффициента β_K с позиций отжатия влаги на разных этапах уплотнения (рис. 5.6). Как было сказано ранее, при $P \rightarrow \infty$ практически не отжимаемой является физико-химическая связанная вода $W_{\text{ф.х.}}$, количество которой, по данным И.И. Лиштвана [52, 53], Л.С. Амаряна [2] и др., колеблется в узких пределах: $W_{\text{ф.х.}} = 0,5 \dots 0,6$ г/г.

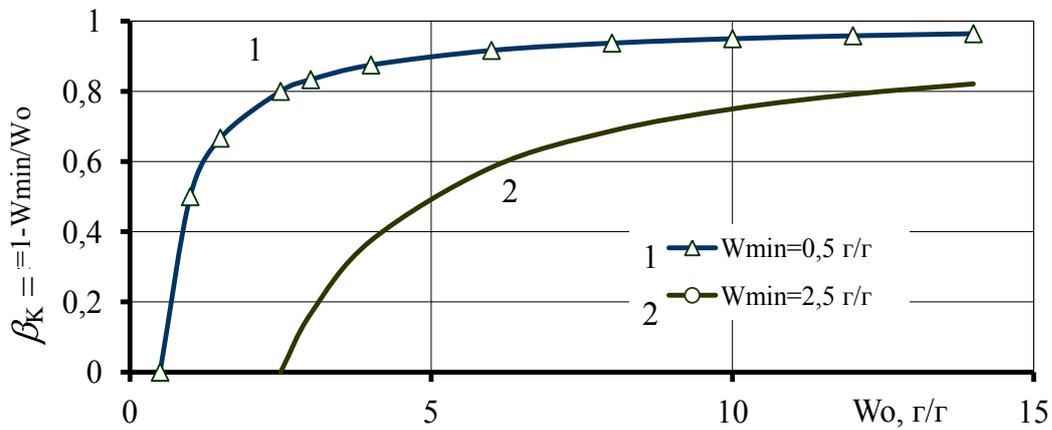


Рис. 5.6. Пределы изменения коэффициента β_K

При малых давлениях до 0,3 МПа, характерных для возведения насыпей, верхняя граница неподвижной влаги будет соответствовать значению влагосодержания при первой критической точке $W_{кр1}$. Величина $W_{кр1}$, согласно исследованиям Л.С. Амаряна [2], Н.Н. Сидорова [79], Н.В. Чураева, Л.И. Кузнецовой и др., может быть принята в пределах: $W_{кр1} = 1,8-3,2$ г/г. Поэтому коэффициент β_K и λ_{max} для торфа будут находиться в пределах, определяемых $W_{ф.х.}$ и $W_{кр1}$.

Величина β_K будет находиться в пределах, ограниченных кривыми на рис. 5.6, построенных при $W_{min} = W_{ф.х.} = 0,5$ г/г и $W_{min} = W_{кр1} = 2,5$ г/г.

Количественно параметры λ_{max} , a_n , и q можно оценить по результатам компрессионных испытаний по зависимости (5.6) в следующем виде и последовательности [110]:

$$a_0 = a_n (1 - \lambda / \lambda_{max})^q . \quad (5.14)$$

Задается интервал изменения λ_{max} , нижний предел которой должен быть больше относительной деформации λ при последней ступени нагрузки. Выбираем значение λ_{max} , для которой определяем параметры a_n и q по линеаризованному уравнению вида

$$\ln(a_0) = \ln(a_n) + q * \ln(1 - \lambda / \lambda_{max}). \quad (5.15)$$

Расчетными могут быть признаны параметры λ_{max} , a_n , и q при таком их сочетании, когда выполняется условие максимума коэффициента корреляции ($r = \max$).

При подобных расчетах необходимо определить, какое значение аргумента λ принимается в выражении $a_0 = f(\lambda)$. Возможны два случая: первый – величине $a_0 = (\lambda_{i+1} - \lambda_i) / (P_{i+1} - P_i)$ соответствует относительная деформация $\lambda = \lambda_{i+1}$ при давлении P_{i+1} ; второй – при $\lambda = (\lambda_{i+1} - \lambda_i) / 2$, т. е. середина интервала значений λ . Реализация определения параметров λ_{max} , a_n , и q может быть осуществлена на ПЭВМ по составленной автором программе.

Анализ результатов обработки компрессионных кривых торфа и других слабых грунтов, некоторые из которых приведены на рис. 5.7, показывает, что при увеличении величины λ_{max} происходит увеличение

показателя функции q , а также возрастает значение начального коэффициента сжимаемости a_n . Это справедливо как для первого, так и для второго варианта сочетаний a_n и λ . Однако следует заметить, что во втором случае (для промежуточной величины относительной деформации) при $r = \max$ расчетные параметры λ_{\max} , q имеют большие значения, а a_n – меньшие, чем в первом случае.

Из анализа графиков зависимостей $\lambda_{\max} = f(q)$, $a_n = f(q)$ следует, что эти зависимости могут быть приняты линейными при $q > 1$. Характер изменения r при увеличении q показывает, что в интервале $q = 1,5-2,5$ коэффициент корреляции r имеет максимальное значение, но изменяется в узком диапазоне. При $q \rightarrow 1$ наблюдается существенное его понижение.

Таким образом, величина $q = 2$ позволяет адекватно описать процесс деформирования.

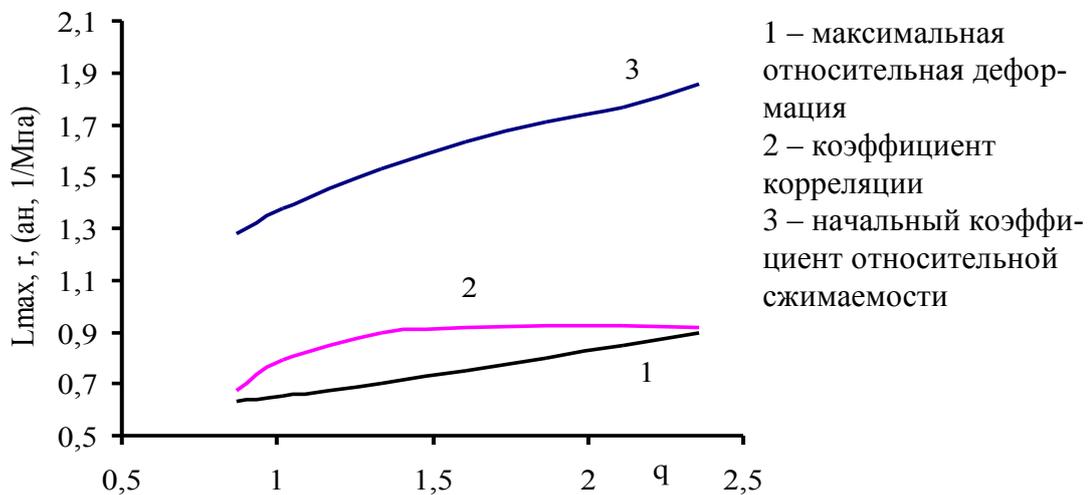


Рис. 5.7. Изменение компрессионных параметров в зависимости от показателя функции q

Для описания уплотнения торфа и слабых органоминеральных грунтов в естественном начальном состоянии наибольший практический интерес представляет уравнение (5.10) при показателе $q = 2$, которое в итоге примет вид [48, 92]

$$\lambda = a_n (P - P_0) / [1 + K(P - P_0)] \quad (5.16)$$

Дробно-линейное уравнение (5.16) позволяет вести графо-аналитическую обработку компрессионных кривых слабых грунтов через коэффициент компрессионной сжимаемости $a_{сж} = \lambda / (P - P_0)$ по зависимостям $a_{сж} = f(\lambda)$, $1/a_{сж} = f(P)$ (см. рис. 5.1а, 5.1б):

$$a_{сж} = a_n - K\lambda; \quad (5.17)$$

$$1/a_{сж} = (1 + KP) / a_n \quad (5.18)$$

или через модуль компрессионного сжатия

$$E_{сж} = E_o + \frac{P}{\lambda_{\max}},$$

(5.19)

где E_o – начальный модуль компрессионного сжатия.

Анализ графического материала показывает, что при малых значениях давления $P \leq 0,2-0,3$ МПа в основной массе экспериментальные точки в координатах $a_{сж} = \lambda/P$ и λ ложатся на прямую, т. е. $P_o \cong 0$. Однако наблюдаются случаи, когда экспериментальные точки значительно отклоняются от прямой, что указывает на влияние $P_o \neq 0$. Особенно это характерно для начальных интервалов давления, т. е. при малых значениях относительной деформации. При этом наблюдаются случаи, аналогичные изменению коэффициента a_o (рис. 5.8):

а) $a_{сж} = \text{const}$;

б) $a_{сж}$ на начальном интервале λ растет, а затем уменьшается по прямой, т. е. имеет максимум;

в) $a_{сж}$ на начальном интервале уменьшается менее интенсивно, чем на последующем.

При $P_o = 0$ графоаналитическое определение a_n и K по (5.17) или (5.18), а E_o и λ_{\max} по (5.19) для $q = 2$ удобно и не вызывает трудностей [2, 3, 6, 37, 42, 92, 110].

Определение параметра P_o , по мнению автора, оправданно и позволяет получить деформационные характеристики a_n и K для торфяной системы при полной ее влагоемкости $W_{п.}$

Для определения параметров P_o , a_n и K автором разработаны аналитический и графоаналитический методы [88, 106]. При *аналитическом* методе, принимая значения P_o в заданном интервале изменения, находят его при экстремальном значении коэффициента корреляции ($z \rightarrow \max$) по зависимости (5.17). Затем определяем a_n и K . *Графоаналитически* P_o определяется следующим образом. По данным испытания слабого грунта (торфа) на компрессию на миллиметровой бумаге строят график $1/a_{сж} = f(P)$. Из начала координат через экспериментальные точки проводим лучи 1, 2, ... i, ... n, угловые коэффициенты которых обратно пропорциональны относительным деформациям под каждой из ступеней нагрузки (луч 1 соответствует первой (начальной) ступени нагрузки). Через экспериментальные точки проводим прямую линию, не учитывая «выскакивающие» точки при малых значениях начального давления, до пересечения с лучом 1. Разность между величиной нагрузки первой ступени и ее значением в точке пересечения даст P_o в первом приближении. Далее из значений давления P , уменьшенных на P_o , восстанавливаем перпендикуляры до пересечения с соответствующим лучом. По полученным новым точкам пересечения лучей и перпендикуляров с учетом вышеизложенного проводим новую прямую и

определяем снова величину P_0 . Достаточно провести две или три корректировки. При получении прямой, наиболее полно удовлетворяющей экспериментальным точкам, определяем параметры a_n и K , построив график $a_{сж} = \lambda/(P - P_0) = f(\lambda)$ в соответствии с зависимостью (5.17). Правомерность использования уравнения (5.16) показывают графики на рис. 5.9.

Уравнение (5.9) при показателе $q = 2$ и известном линейном участке деформирования (P_0 и $\lambda_{лин}$) позволяет для $P > P_0$ получить линеаризованные уравнения для определения параметров a_n , λ_{max} всей системы через коэффициент $a_{сж} = (\lambda - \lambda_{лин})/(P - P_0)$:

$$a_{сж} = A_n - B \lambda,$$

где коэффициенты A_n и B имеют вид

$$A_n = [a_n + \lambda_{max}(L-1)]/L;$$

$$B = K/L,$$

где $L = \lambda_{max}/(\lambda_{max} - \lambda_{лин}) > 1$.

Аналитически компрессионные параметры a_n , K , λ_{max} торфяной системы определяются из выражений:

$$\left. \begin{aligned} \lambda_{max} &= (A_n - \lambda_{лин})/B; \\ a_n &= \frac{(A_n - \lambda_{лин})^2}{[A_n - (1+B)\lambda_{лин}]}; \\ K &= \frac{(A_n - \lambda_{лин})B}{[A_n - (1+B)\lambda_{лин}]} \end{aligned} \right\}$$

Относительная деформация на линейном участке для $q = 2$ и $P > P_0$ в соответствии с (5.9) может быть рассчитана по выражению

$$\lambda = \lambda_{max} \frac{K(P - P_0) + L - 1}{K(P - P_0) + L}.$$

Используя зависимость (5.17), при $q = 2$ можно определить коэффициент относительной сжимаемости, т. е. $a_o = d\lambda/dp$:

$$a_o = a_{сж}^2 / a_n. \quad (5.20)$$

Из (5.20) в соответствии с (5.1) находится абсолютный модуль общей деформации при сохранении нелинейной зависимости между напряжениями и деформациями:

$$E_a = \beta a_n / a_{сж}^2.$$

Относительный модуль общей деформации при учете уравнения (5.17)

$$E_{об} = \beta/a_{сж} = \beta (1 + K p) / a_n.$$

Для практического использования необходимо нахождение количественных значений параметров a_n , K , E_o , λ_{max} , P_0 для слабых грунтов.

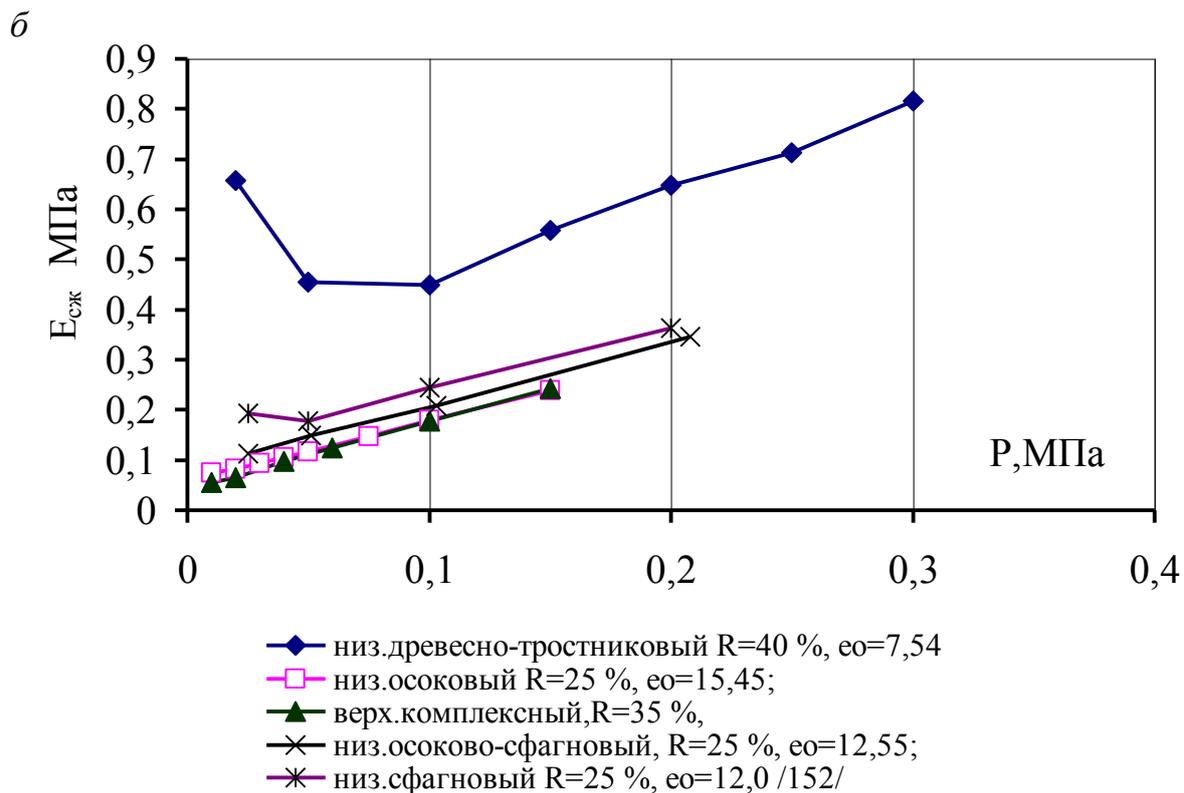
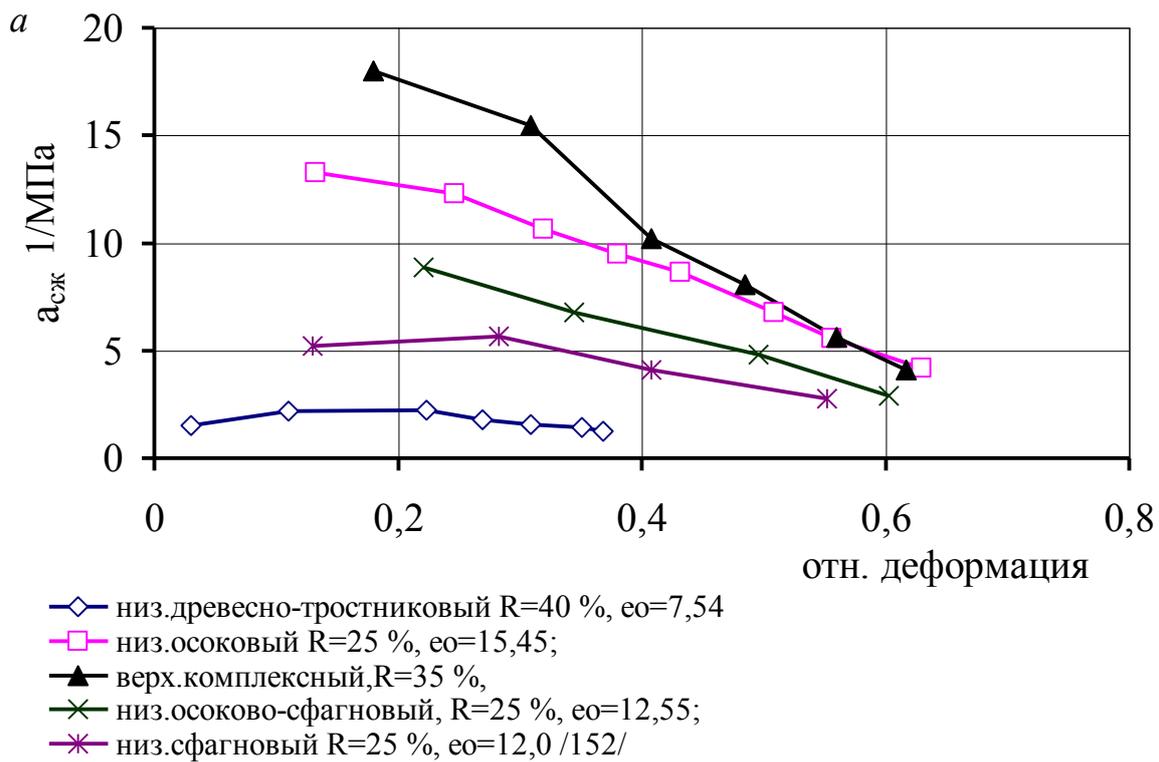


Рис. 5.8. Графическое представление зависимости коэффициента компрессионной сжимаемости от давления и относительной деформации для торфа:

a – коэффициент компрессионной сжимаемости;
б – модуль компрессионного сжатия

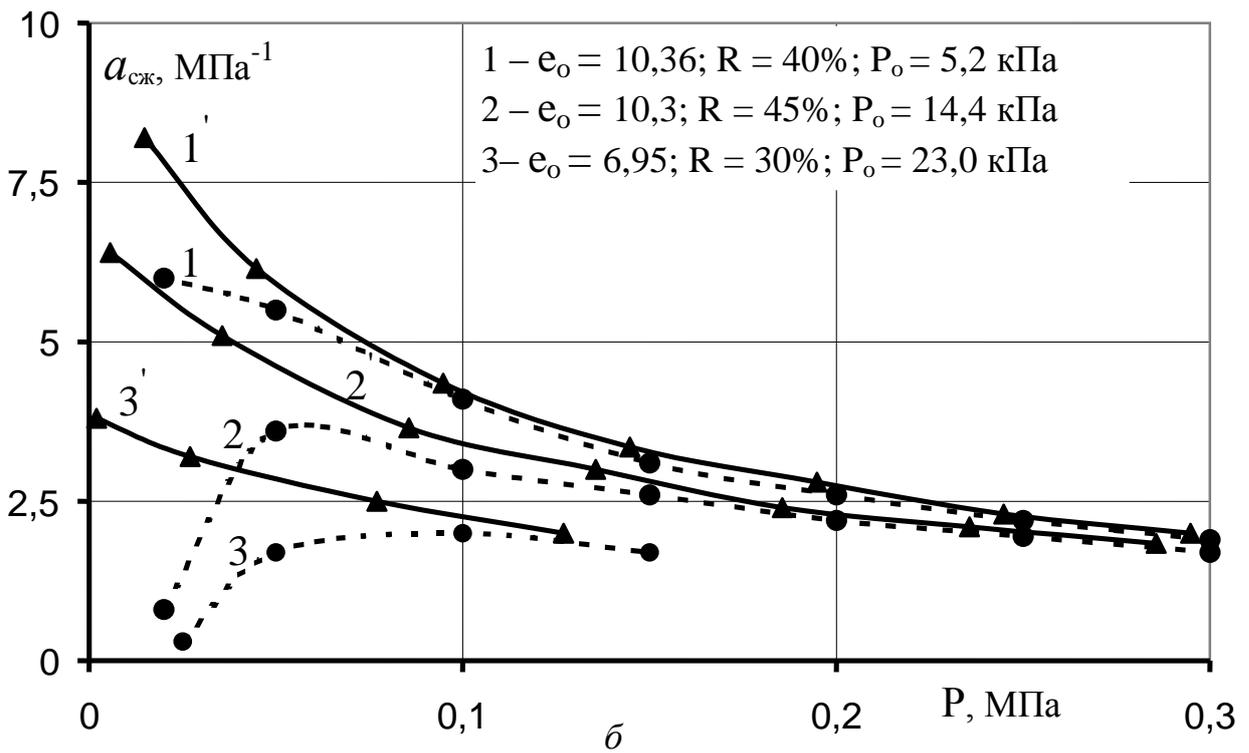
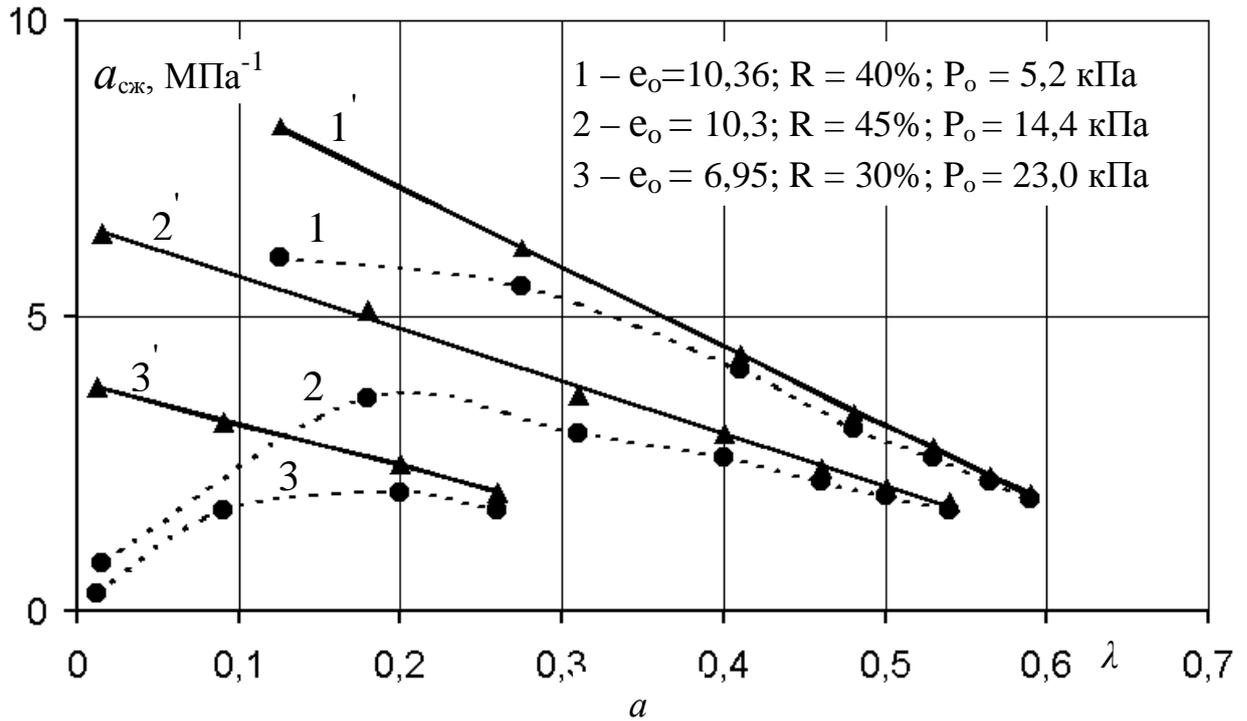


Рис. 5.9. Зависимость коэффициента сжимаемости:
 a – от относительной деформации; \bar{b} – от внешнего давления;
 1, 2, 3 – без учета структурной прочности;
 1', 2', 3' – с учетом структурной прочности

Таблица 5.3. Уравнения аппроксимации результатов компрессионных испытаний торфяных грунтов различными авторами

Авторы	Уравнения компрессии	Обозначения
1	2	3
Иванов Н.Н. [29]	$e = e_{p=1} - (2,31 \lg P/A)$	$e_{p=1}$ – коэффициент пористости при $P = 1$ кгс/см ²
Вихляев И.И. [18]	$e = A - B \ln(P + P_c)$	A, B, P_c – некоторые константы грунта, определяемые опытным путем
Корчунов С.С. [49]	$e = -C \ln((P + P_K)/P_m)$	P_K – внутреннее давление на скелет торфа; P_m – давление, при котором e достигает 0
Печкуров А.Ф. [68]	$e = e_0 - \frac{e_0 - 1}{2,60} \ln\left(\frac{P}{25}\right)$	P – давление, г/ см ²
Лундин К.П. [53]	$e = e_0 - \alpha \ln\left(\frac{P + P_K}{P_K}\right)$	P_K – капиллярное давление в торфе
Евгеньев И.Е. [25, 26]	$e = e_{p=0,25} - \alpha \lg(4P); W = W_0 - n \cdot \lg P;$ $n = (W_0 - 270/1,3)$	$e_{p=0,25}$ – коэффициент пористости при $P = 0,25$ кгс/см ²
Заяц В.Н. [28]	$e = e_0 - B \cdot \ln(P/P_c)$	e_0 – начальный коэффициент пористости
Черник П.К. [115]	$e = e_0 - a_k \lg \left[\frac{\lg(P+1)}{\lg(P_0+1)} \right]$	P_0 – параметр; a_k – коэффициент полной компрессии
Лундин К.П. [52]	$W = W_{\Pi} - a \cdot P^b; \lambda = (W_0 - W)/(W_0 + 100);$	W_0 – естественная влажность; W – влажность при давлении P ; W_{Π} – влажность при полном водонасыщении; a, b – коэффициенты

1	2	3
Королев А.С. [13, 36, 42]	$e = e_0 - \frac{\sqrt[3]{P + \sigma_0} - \sqrt[3]{\sigma_0}}{\sqrt[3]{C}}$	$\sigma_0 = 0,1 \text{ кгс/см}^2$ – параметр, принимаемый для всех видов торфа; C – модуль компрессии
Табачков Н.В. [80]	$\lambda = a\sqrt{P} - b$	a, b – параметры
Сидоров Н.Н. [77]	$\lambda = \lambda_{\max} [1 - \exp(-MP)]$	λ_{\max} – максимальная относительная деформация; M – коэффициент
Остроумова Л.В. Сорокина Г.В. [63, 79]	$e = C + b * \exp(-aP)$	a, b, C – коэффициенты
Королев А.С. [36–39]	$\lambda = \lambda_{\max}(P/(P + \lambda_{\max}E_0))$ $E_{\text{сж}} = P/\lambda = E_0 + P/\lambda_{\max}$	E_0 – начальный модуль деформации; $\lambda_{\max} = (e_0 - e_{\min}) / (1 + e_0)$ – максимальная относительная деформация; e_{\min} – минимальный коэффициент пористости, учитывающий воду физико-химическую и микрокапилляр
Коваленко Н.П. [34]	$\lambda = e_0 (1 - K/P^N)/(1 + e_0)$	K, N – параметры
Амарян Л.С. [3]	$\lambda = a_{\text{он}}P/(1 + KP);$ $a_0 = a_{\text{он}} - K\lambda;$ $a_{\text{он}} = m(e_0 - e_{\text{кр1}});$ $K = m(1 + e_0)$	$a_0 = \lambda/P$ – коэффициент относительной сжимаемости; $a_{\text{он}}$ – начальный коэффициент относительной сжимаемости; $e_{\text{кр1}}$ – коэффициент пористости, соответствующий состоянию торфа после отжатия из него всей свободной влаги; m – постоянный коэффициент, равный $1,52 \times 10^5 \text{ Па}$

5.1.3. Обобщенное уравнение процесса компрессионного уплотнения органоминеральных грунтов во времени

Приведенная выше закономерность одномерного уплотнения торфа и органоминеральных грунтов получена при состоянии их условной стабилизации на определенной скорости деформирования, которая достигается на каждой ступени последовательного нагружения примерно за одинаковый промежуток времени ($t \approx \text{const}$). Известно, что процесс развития деформации образца при $P = \text{const}$ отображается в виде кривой консолидации. Предположим, что компактность системы во всем интервале давлений для каждого момента времени $t = \text{const}$ характеризуется ее относительной деформацией и предельной относительной деформацией $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$ на этот момент времени. Поэтому можно допустить, что вышеприведенные теоретические и физические предпосылки справедливы для любого «среза» времени $t = \text{const}$, а дифференциальное уравнение уплотнения грунтовой системы в момент времени t будет иметь вид [106]

$$a_o^{(t)} = a_n^{(t)} \left(-\lambda^{(t)} / \lambda_{\text{max}}^{(t)} \right)^q, \quad (5.21)$$

где $a_n^{(t)}$ – начальный коэффициент относительной сжимаемости на момент времени t ;

$\lambda_{\text{max}}^{(t)} = \lambda_{\text{пред}} \beta_K^{(t)}$ – максимальная относительная деформация на момент времени t при $P \rightarrow \infty$;

$\beta_h^{(t)} = (1 - e_{\text{min}}^{(t)} / e_o) = (1 - W_{\text{min}}^{(t)} / W_o)$ – коэффициент, учитывающий количество неотжимаемой влаги $W_{\text{min}}^{(t)}$ на момент времени t , которое характеризуется коэффициентом пористости $e_{\text{min}}^{(t)}$.

Для времени t ($t = \text{const}$) решение уравнения (5.21) при $q \neq 1$ представится как

$$\lambda^{(t)} = \lambda_{\text{max}}^{(t)} \left[1 - \left(\frac{1}{K^{(t)} (q - 1) (P - P_o^{(t)}) + 1} \right)^{\frac{1}{q-1}} \right], \quad (5.22)$$

где $K^{(t)} = a_n^{(t)} / \lambda_{\text{max}}^{(t)}$.

Количественные данные для зависимости $a_o^{(t)} = f(P)$ могут быть получены по кривым консолидации нескольких образцов-«близнецов» одного вида грунта при одноразовом нагружении каждого соответствующим давлением P . Подтверждением вышесказанному может быть анализ графиков $\lambda^{(t)} = f(P)$ и $a_o^{(t)} = f(P)$ при $t = \text{const}$, построенных по материалам компрессионных исследований В.Н. Бронина [15] для осоково-сфагнового низинного торфа с начальным коэффициентом пористости $e_o = 18$ (рис. 5.10, 5.11).

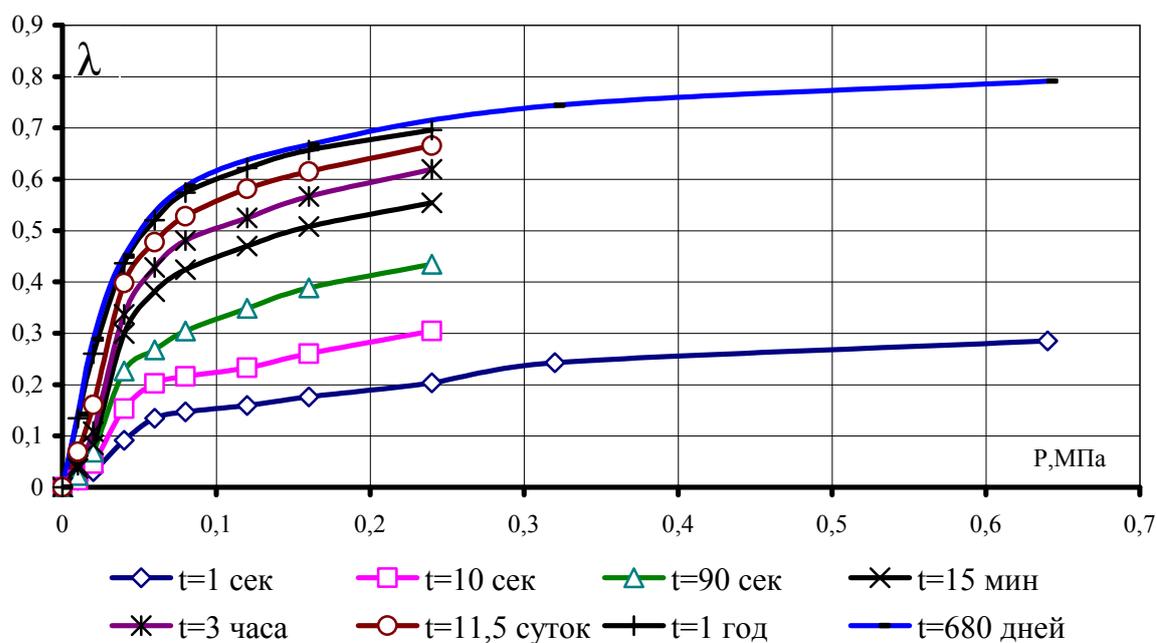


Рис. 5.10. Зависимость относительной деформации торфа от давления и времени

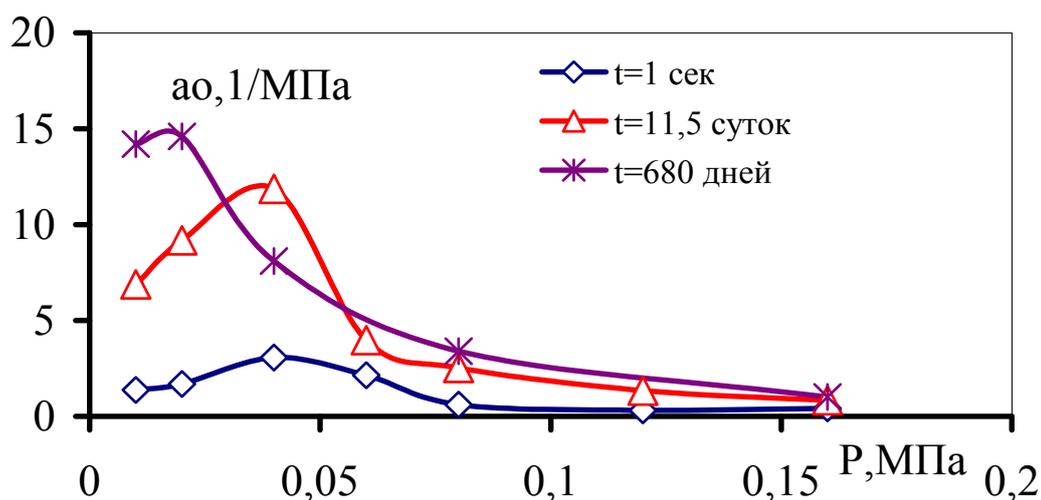


Рис. 5.11. Зависимость коэффициента относительной сжимаемости от давления и времени

Для всех моментов времени $t = \text{const}$ зависимость между деформациями и напряжениями при компрессии имеет нелинейный характер. Кроме того, относительная деформация с ростом давления для каждого момента времени $t = \text{const}$ стремится к своей предельной величине $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$ при $P \rightarrow \infty$. Зависимость относительного коэффициента сжимаемости $a_0^{(t)}$ от давления P при $t = \text{const}$ аналогична случаям, рассмотренным для момента условной стабилизации. Следует отметить, что по мере увеличения промежутка времени от начала испытания максимум на графике $a_0^{(t)} = f(P, t)$ смещается в сторону уменьшения давления, т. е. величина давления линейной пропорциональности P_0 уменьшается.

Для каждого момента времени $t = \text{const}$ по зависимости (5.15) могут быть определены расчетные параметры $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$, q , $a_{\text{H}}^{(t)}$, числовые величины которых для осоково-сфагнового низинного торфа [15] приведены в табл. 5.4. Анализ полученных расчетов показывает, что величины относительной деформации $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$ и начального коэффициента относительной сжимаемости $a_{\text{H}}^{(t)}$ возрастают по мере увеличения времени уплотнения образцов и при $t \rightarrow \infty$ стремятся к своим предельным значениям: $a_{\text{H}}^{(\infty)}$, $\lambda_{\text{max}}^{(\infty)}$. Расчетные компрессионные параметры по условию $r = \text{max}$ получены для интервала времени $t > 15'$ при q в пределах от 1,71 до 2,30. На начальном временном интервале для данного опыта наблюдаются линейные связи между деформациями и давлением, так как при условии $r = \text{max}$ величина показателя $q \gg 1$. Однако с достаточной степенью точности можно принимать и на этом интервале времени $q = 2$.

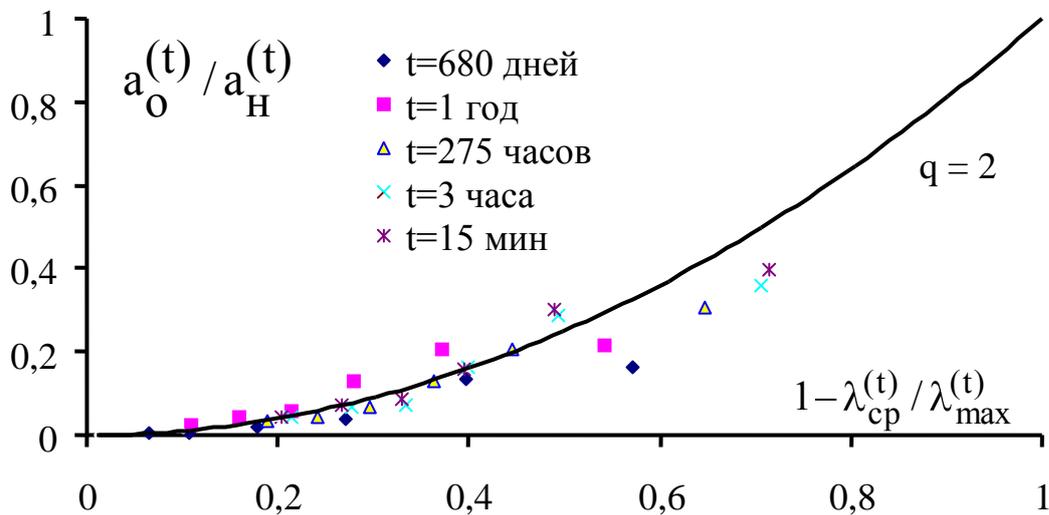


Рис. 5.12. Изменение $a_0^{(t)}$ для расчетных компрессионных параметров (при $r = \text{max}$) и $t = \text{const}$

Из графика в координатах $a_0^{(t)} / a_{\text{H}}^{(t)} = f(1 - \lambda_{\text{cp}}^{(t)} / \lambda_{\text{max}}^{(t)})$, приведенного на рис. 5.12, для ряда моментов времени $t = \text{const}$ при расчетных компрессионных параметрах следует, что точки группируются около расчетной кривой при показателе $q \cong 2$.

Сравнение величин компрессионных параметров, определенных при $q = 2$ по уравнениям: $a_0 = f(\lambda)$, $a_{\text{сж}} = f(\lambda)$ и $1/a_{\text{сж}} = f(P)$ при $P_0 = 0$, показывает на их несущественное различие между собой. При этом следует отметить, что при аппроксимации по зависимости $a_0 = f(\lambda)$ за относительную деформацию λ бралась ее средняя величина $\lambda_{\text{cp}}^{(t)}$.

Таблица 5.4. Результаты определения компрессионных параметров
низинного осоково-сфагнового торфа во времени

Время t	$a_o = f(\lambda)$ (5.14)					$a_{сж} = f(\lambda)$ (5.17)					$1/a_{сж} = f(P)$ (5.18)	
	Расчетные, $r \rightarrow \max$			$q = 2$		$q = 2; P_o = 0$		$q = 2; P_o \neq 0$			$q = 2; P_o = 0$	
	$\lambda_{\max}^{(t)}$	$a_H^{(t)}$	q	$\lambda_{\max}^{(t)}$	$a_H^{(t)}$	$\lambda_{\max}^{(t)}$	$a_H^{(t)}$	$\lambda_{\max}^{(t)}$	$a_H^{(t)}$	$P_o^{(t)}$	$1/a_H^{(t)}$	$\lambda_{\max}^{(t)}$
1 сек	>>1	–	–	0,343	2,26	0,309	3,24	0,281	4,68	13,0	349	0,330
10 сек	>>1	–	–	0,386	5,00	0,360	6,71	0,318	11,60	15,46	156,5	0,367
30 сек	>>1	–	–	0,442	6,24	0,417	7,91	–	–	–	134,6	0,431
90 сек	1,25	11,1	7,3	0,561	7,79	0,523	9,45	0,466	15,69	14,95	111,5	0,537
15 мин	0,666	13,58	2,013	0,666	13,69	0,662	14,12	0,597	24,22	16,05	70,0	0,658
3 часа	0,755	15,93	2,117	0,747	15,93	0,737	16,10	0,669	26,72	15,16	61,2	0,732
24 часа	–	–	–	0,756	16,43	0,759	17,58	–	–	–	55,8	0,751
275 ча- сов	0,789	19,48	2,113	0,776	18,60	0,761	20,01	0,710	32,9	13,60	48,4	0,764
365 дня	0,760	20,63	1,711	0,794	23,16	0,791	24,84	0,766	30,79	7,20	39,5	0,786
680 дней	0,859	25,07	2,304	0,832	22,02	0,837	22,81	0,823	26,81	3,60	44,0	0,835

Примечание. $a_H^{(t)}$ – 1/МПа; $P_o^{(t)}$, $1/a_H^{(t)}$ – кПа. Обработка данных В.Н. Брони́на [15].

Параметр $P_0 \neq 0$ при $q = 2$ позволяет для всех моментов времени $t = \text{const}$ привести в координатах $a_{\text{сж}} = f(\lambda)$ все точки на прямую линию при коэффициенте корреляции для $N = 7$ в пределах от 0,983 до 0,9996.

На начальном временном интервале величина P_0 примерно постоянна, а с дальнейшим увеличением времени испытаний она уменьшается до значения $P_0 \approx 3,6$ кПа, т. е. примерно в 5 раз. Параметр $K^{(t)}$ при $P_0 = 0$ имеет тенденцию к возрастанию с увеличением времени.

Зависимость параметров $V = (\lambda_{\text{max}}^{(t)}, a_{\text{н}}^{(t)})$ от времени t может быть линейаризована в координатах $\ln(1/V) - \ln(t/t_1)$, т. е. получена линейная зависимость

$$\ln(1/V) = A + B \ln(t/t_1), \quad (5.23)$$

где $V a_{\text{н}} = a_{\text{н}}^{(t)} / t$; $V \lambda_{\text{max}} = \lambda_{\text{max}}^{(t)} / t$ – соответственно средние скорости изменения параметров $a_{\text{н}}^{(t)}$ и $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$;

$A = \ln(1/V^{(t=t_1)})$ – коэффициент, численно равный логарифму скорости при времени t_1 .

Аппроксимация параметров $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$, $a_{\text{н}}^{(t)} = f(t)$ по уравнению (5.23) при $t_1 = 1$ час позволила получить достоверные линейные уравнения с коэффициентом B , причем для $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$ $B = 0,948$, а для $a_{\text{н}}^{(t)}$ $B = 0,914$.

Таким образом, следует допустить, что в соответствии с (5.22) при $q = 2$ по зависимостям (5.17) и (5.18) графоаналитически можно определить компрессионные параметры $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$, $a_{\text{н}}^{(t)}$ и предел пропорциональности (величину структурной прочности) $P_0^{(t)}$ для любого момента времени $t = \text{const}$. Это подтверждают данные рис. 5.13, на котором приведены эти зависимости для низинного осоково-сфагнового торфа [15] без учета P_0 и при его учете. В последнем случае линейность графиков очевидна. Компрессионные параметры $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$, $a_{\text{н}}^{(t)}$, $K^{(t)}$, $P_0^{(t)}$, полученные в результате графической обработки этих данных, приведены в табл. 5.4.

Вышесказанное подтверждается экспериментальными данными автора [78]. На компрессионных приборах Гидропроекта ($H = 25$ мм, $S = 60$ см²) были проведены испытания серий образцов торфа нескольких видов при сочетаниях одноразового приложения давления: 25, 50, 75, 100, 150 кПа и 30, 60, 90 кПа.

Результаты обработки материалов испытаний образцов шейхцериевого верхового торфа с начальным естественным влагосодержанием $W_0 = 7,4$ г/г, степенью разложения $R = 25\%$, зольностью $A^c = 3,75\%$ по зависимости (5.17) при $q = 2$ для различных моментов времени $t = \text{const}$ приведены в табл. 5.5.

Таблица 5.5. Результаты обработки компрессионных кривых торфа во времени

Время t	Параметры компрессии				
	$a_n^t, 1/\text{МПа}$	$\lambda_{\text{ип}}^t$	$K^t, 1/\text{МПа}$	$m^t, 1/\text{МПа}$	$e_{\text{кр}}^t$
2 мин	6,85	0,123	55,48	4,32	10,2
5 мин	7,55	0,199	37,87	2,95	9,28
10 мин	7,41	0,280	26,42	2,06	8,24
30 мин	8,96	0,391	22,94	1,79	6,82
1 час	9,38	0,473	19,83	1,54	5,77
2 часа	9,27	0,565	16,40	1,28	4,58
1 сутки	14,03	0,613	22,86	1,78	3,96
3 суток	17,0	0,607	28,00	2,18	4,04
7 суток	18,74	0,608	30,83	2,40	4,03
30 суток	21,88	0,642	34,06	2,65	3,59
62 дня	22,92	0,666	34,40	2,68	3,28

На основании результатов обработки материалов испытаний (табл. 5.5) следует: начальный коэффициент сжимаемости $a_n^{(t)}$ в начальный момент времени в несколько раз меньше величины, к которой он стремится при большой длительности испытаний. Предельная относительная деформация $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$ на момент времени $t = \text{const}$ увеличивается с ростом времени испытания и стремится к величине $\lambda_{\text{кр}1}$, соответствующей первой критической точке влагосодержания торфа. Параметр компрессии $K^{(t)} = a_n^{(t)} / \lambda_{\text{max}}^{(t)}$ на начальном отрезке времени резко уменьшается, а в дальнейшем может быть принят постоянной величиной с некоторым увеличением при слишком большой длительности испытаний. Эти данные показывают, что линии уравнений при $t = \text{const}$ на начальном отрезке времени непараллельны, а на втором – могут быть приняты параллельными.

Анализ результатов аппроксимации параметров $\lambda_{\text{max}}^{(t)}, a_n^{(t)}$ от времени по уравнению (5.23) показал следующее. Для параметра $a_n^{(t)}$ аппроксимация на всем временном интервале может быть проведена зависимостью (5.23). Для предельной относительной деформации $\lambda_{\text{max}}^{(t)}$ графики зависимости (5.23) состоят из двух линейных участков, имеющих точку перелома, которая соответствует, по-видимому, времени, разделяющему процесс консолидации на фильтрационную и вторичную стадии. Коэффициент корреляции уравнений линеаризации ($r > 0,99$) указывает на очень сильную связь между параметрами компрессии и временем. Результаты расчетов по некоторым видам торфа приведены на рис. 5.14.

У шейхцериевого верхового торфа (см. табл. 5.5) для $a_H^{(t)}$ коэффициент $B = 0,869$, а для $\lambda_{\max}^{(t)}$ $B = 0,490$ и $0,951$ на начальном и втором участках соответственно.

У шейхцериевого низинного торфа:

$W_0 = 7,88$ г/г; $R = 20\%$; $A^c = 2,5\%$ – $B = 0,925$ для $a_H^{(t)}$, а для $\lambda_{\max}^{(t)}$ $B = 0,478$ на первой стадии и $B = 0,907$ – на второй;

$W_0 = 6,08$ г/г; $R = 25\%$; $A^c = 7,9\%$ – $B = 0,878$ для $a_H^{(t)}$, а для $\lambda_{\max}^{(t)}$ $B = 0,425$ на начальном участке и $B = 0,881$ на вторичной стадии.

При этом можно заметить, что коэффициент B у $\lambda_{\max}^{(t)}$ на вторичной стадии консолидации больше в $1,9$ – $2,07$ раза коэффициента B на фильтрационной стадии.

Если предположить, что для любого момента времени $t = \text{const}$ процесс уплотнения характеризуется начальным коэффициентом пористости e_0 , то по аналогии с зависимостями работы [2, 3] компрессионные параметры можно определять из выражений:

$$\begin{aligned} a_H^{(t)} &= m^{(t)} (e_0 - e_{\text{кр}}^{(t)}); \\ K^{(t)} &= m^{(t)} (1 + e_0). \end{aligned}$$

Анализ результатов расчета $m^{(t)}$ и $e_{\text{кр}}^{(t)}$ по этим зависимостям (см. табл. 5.5) показал следующее.

Характер изменения параметров $m^{(t)}$ и $K^{(t)}$ одинаков. Критический коэффициент пористости $e_{\text{кр}}^{(t)}$ уменьшается при увеличении длительности испытания и стремится к величине $e_{\text{кр}1}$, соответствующей первому критическому влагосодержанию торфа.

Исходя из вышеизложенного, компрессионные параметры $\lambda_{\max}^{(t)}$, $a_H^{(t)}$, $K^{(t)}$ могут быть оценены по их известным значениям $\lambda_{\max}^{(t=t_1)}$, $a_H^{(t=t_1)}$ в момент времени t_1 :

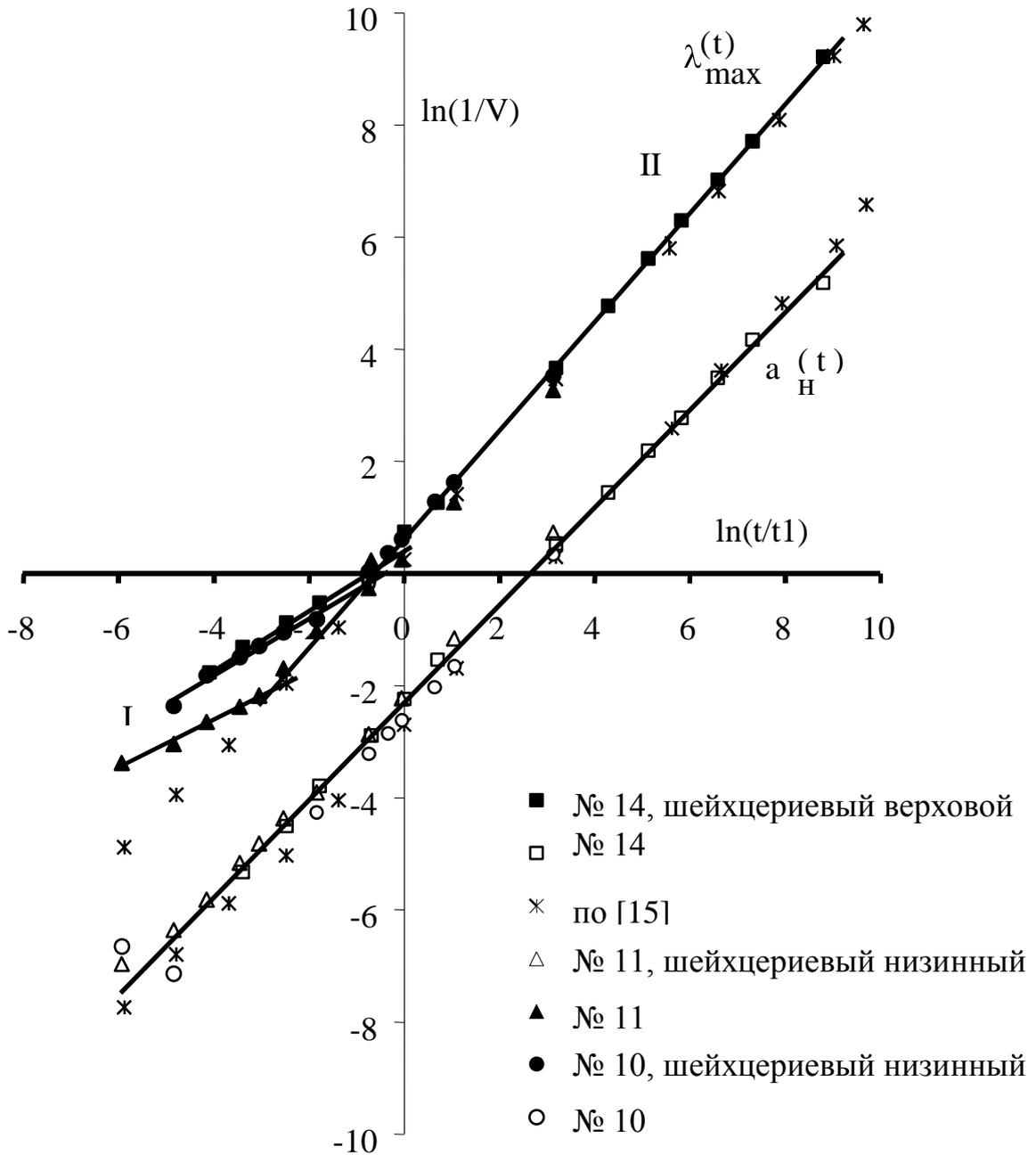
$$\begin{aligned} \lambda_{\max,i}^{(t)} &= \lambda_{\max,i}^{(t=t_1)} \left(t / t_{1,i} \right)^{-B \lambda_i}; \\ a_H^{(t)} &= a_H^{(t=t_1)} \left(t / t_1 \right)^{-B a}; \\ K_i^{(t)} &= K_i^{(t=t_1)} \left(t / t_{1,i} \right)^{-B a - B \lambda_i}, \end{aligned} \quad (5.24)$$

где $i = 1$ – начальная (фильтрационная) стадия;

$i = 2$ – вторичная стадия консолидации.

При $q = 2$ в соответствии с (5.22) величина коэффициента компрессионной сжимаемости $a_{\text{сж}}^{(t)}$ в момент времени t может быть оценена по выражению

$$a_{\text{сж}}^{(t)} = [a_H^{(t=t_1)} \left(t / t_1 \right)^{-B a}] / [P * K^{(t=t_1)} \left(t / t_1 \right)^{-B \lambda - B a} + 1]. \quad (5.25)$$



I, II – соответственно первичная и вторичная стадии консолидации

Рис. 5.14. Зависимость компрессионных параметров от времени (№ – номер образца)

В соответствии с зависимостью (5.25) для $P = \text{const}$ можно построить кривые консолидации, т. е. изменение относительной деформации во времени.

Анализируя выражение (5.24), следует отметить, что возможны три случая изменения коэффициента пропорциональности $K^{(t)}$ во времени в зависимости от соотношения параметров B_a и B_λ :

для $B_a = B_\lambda$ – $K^{(t)} \approx \text{const}$, т. е. не зависит от времени;

для $B_a > B_\lambda$ – $K^{(t)}$ уменьшается с увеличением времени;

для $B_a < B_\lambda$ – $K^{(t)}$ возрастает с увеличением времени.

Для шейхцериевого верхового торфа соответствующее точке перелома время $t_{\text{п}} = 13$ мин;

для шейхцериевого низинного:

с влагосодержанием $W_o = 7,88$ г/г – $t_{\text{п}} = 10\text{--}15$ мин, а с $W_o = 6,08$ г/г – $t_{\text{п}} = 5\text{--}7$ мин;

при значениях $\lambda_{\text{max}}^{(t)} = \lambda_{\text{max}}^{(\phi)} - 0,33; 0,375; 0,42$, которые, возможно, будут характеризовать фильтрационную стадию консолидации, фильтрационная степень консолидации для этих торфов составит 48,5, 54, 49,4% соответственно.

Проверим эти предпосылки исходя из следующих положений.

По теории фильтрационной консолидации количественная оценка прогнозирования течения осадки торфяной залежи под нагрузкой производится с использованием зависимости

$$S_t = US_k = S_k \left[1 - \frac{8}{\pi^2} \exp\left(-\frac{\pi^2 C}{4H^2} t\right) \right], \quad (5.26)$$

где S_t – значение осадки за время t ;

S_k – конечная осадка при полной стабилизации;

C – коэффициент консолидации;

H – глубина деформирования при односторонней фильтрации;

U – степень консолидации.

Аппроксимация консолидации кривых торфа, достаточно точно удовлетворяющая фактическим данным, может быть приближенно представлена в виде дифференциального уравнения в соответствии с работой [37]:

$$\frac{dS_t}{dt} = V_s = V_{s0} (1 - S_t / S_k)^d. \quad (5.27)$$

Изменение относительной деформации во времени можно представить дифференциальным уравнением, подобным уравнению (5.27):

$$\frac{d\lambda_t}{dt} = V_\lambda = V_{\lambda 0} (1 - \lambda_t / \lambda_k)^d, \quad (5.28)$$

где V_{SO} , V_{λ_0} – начальная скорость уплотнения торфяного основания в абсолютных и относительных величинах, между которыми справедливо соотношение $V_{SO} = V_{\lambda_0} H$.

Основываясь на исследованиях Л.С. Амаряна и др. [1, 2, 16] в том, что процесс деформирования торфа во времени состоит из условно-мгновенной и фильтрационной стадий первичной (фильтрационной) фазы консолидации и фазы вторичной консолидации, пределы интегрирования уравнения (5.28) следует принимать при $t \rightarrow 0$ условно-мгновенная относительная деформация ($\lambda_t \rightarrow \lambda_{MG}$), а при $t = \lambda_t$, т.е. при времени от 0 до t относительная деформация находится в диапазоне от λ_{MG} до λ_t .

Решение уравнения (5.28) при $d \neq 1$

$$t = \frac{\lambda_K}{V_{\lambda_0}(1-d)} \left(1 - \frac{\lambda_{MG}}{\lambda_K}\right)^{1-d} + \frac{\lambda_K}{V_{\lambda_0}(d-1)} \left(1 - \frac{\lambda_t}{\lambda_K}\right)^{1-d};$$

а при $d = 1$

$$t = \frac{\lambda_K}{V_{\lambda_0}} \ln \left(\frac{\lambda_K - \lambda_{MG}}{\lambda_K - \lambda_t} \right).$$

При $\lambda_{MG} = 0$ и $d \neq 1$ получим решение, аналогичное выражению, приведенному в работах [36,63]:

$$t = \frac{\lambda_{\eta}}{V_{\lambda_0}(d-1)} \left[\left(1 - \frac{\lambda_t}{\lambda_{\eta}}\right)^{1-d} - 1 \right].$$

Для относительной деформации λ_t будем иметь:
при $d \neq 1$

$$\lambda_t = \lambda_K \left[1 - \left(\frac{\lambda_K}{V_{\lambda_0}(d-1)(t-t_s)} \right)^{\frac{1}{d-1}} \right], \quad (5.29)$$

где $t_s = \frac{\lambda_K}{V_{\lambda_0}(1-d)} \left(1 - \frac{\lambda_{MG}}{\lambda_K}\right)^{1-d}$;

при $d = 1$

$$\lambda_t = \lambda_K \left[1 - \left(1 - \frac{\lambda_{MG}}{\lambda_K}\right) \exp\left(-\frac{V_{\lambda_0} t}{\lambda_K}\right) \right] \quad (5.30)$$

Таким образом, можно констатировать, что при $d = 1$ вид зависимостей (5.30) и (5.26) совпадает.

При $d = 2$ и $\lambda_{\text{мг}} \neq 0$ из выражения (5.29) средняя скорость деформирования $V_{\text{ср}} = (\lambda_t - \lambda_{\text{мг}})/t$ линейно зависит от λ_t . По аналогии с выражением (5.17) запишем:

$$V_{\text{ср}} = (\lambda_t - \lambda_{\text{мг}})/t = A_{\text{н}\lambda} - B_{\lambda}\lambda_t,$$

где коэффициенты $A_{\text{н}\lambda}$ и B_{λ} имеют вид

$$\left. \begin{aligned} A_{\text{н}\lambda} &= \frac{V_{\lambda 0} + \lambda_{\text{к}}(L-1)}{L} \\ B_{\lambda} &= V_{\lambda 0} / (\lambda_{\text{к}}L) \\ L &= \lambda_{\text{к}} / (\lambda_{\text{к}} - \lambda_{\text{мг}}). \end{aligned} \right\}$$

Аналитически величина конечной стабилизированной деформации $\lambda_{\text{к}}$ и начальной скорости деформирования определяются из выражений:

$$\left. \begin{aligned} \lambda_{\text{к}} &= \frac{A_{\text{н}\lambda} - \lambda_{\text{мг}}}{B_{\lambda}} \\ V_{\lambda 0} &= \frac{(A_{\text{н}\lambda} - \lambda_{\text{мг}})^2}{A_{\text{н}\lambda} - (1 + B_{\lambda})\lambda_{\text{мг}}} \end{aligned} \right\}.$$

Зависимость относительной деформации от времени при $d = 2$ будет иметь вид

$$\lambda_t = \lambda_{\text{б}} \frac{t + n_o(L-1)}{t + n_oL},$$

где $n_o = \lambda_{\text{к}} / V_{\lambda 0}$.

Возможен другой способ линеаризации выражения (5.29) при $d = 2$ через зависимость средней скорости деформирования от времени, т. е. $1/V_{\text{ср}} = f(t)$, в виде

$$\frac{1}{V_{\text{ср}}} = \frac{t}{\lambda_t} = \frac{t}{\lambda_{\text{к}}} + \frac{A_1}{V_{\lambda 0}}, \quad (5.31),$$

$$\text{где } A_1 = \frac{\lambda_{\text{к}}}{\lambda_t} \left(\frac{\lambda_t - \lambda_{\text{к}}}{\lambda_{\text{к}} - \lambda_{\text{мг}}} \right) = \frac{1}{U} \frac{(U - U_{\text{мг}})}{(1 - U_{\text{мг}})};$$

$U, U_{\text{мг}}$ – степень консолидации в момент времени t и при $t \rightarrow 0$ соответственно.

Из анализа выражения (5.31) следует, что при $\lambda_{\text{мг}} \neq 0$ коэффициент $A_1 \neq \text{const}$ и возрастает с увеличением самой степени консолидации, из-за чего следует ожидать уменьшения начальной скорости деформирования с ростом U .

Если функцию пропорциональности в дифференциальном уравнении консолидации принять с учетом условно-мгновенной стадии $\lambda_{\text{мг}}$, то получим уравнение

$$\frac{d\lambda_t}{dt} = V_\lambda = V_{\lambda_0} \left(1 - \frac{\lambda_t - \lambda_{\text{МГ}}}{\lambda_{\text{К}} - \lambda_{\text{МГ}}} \right)^d,$$

решение которого при $d = 2$ будет иметь вид

$$\lambda_t = \lambda_{\text{МГ}} + (\lambda_{\text{К}} - \lambda_{\text{МГ}}) \frac{t}{t + n_{\lambda_0}},$$

где $n_{\lambda_0} = (\lambda_{\text{К}} - \lambda_{\text{МГ}})/V_{\lambda_0}$ – параметр, характеризующий время.

При известном значении условно-мгновенной деформации $\lambda_{\text{МГ}}$ параметры компрессии V_{λ_0} и $\lambda_{\text{К}}$ графоаналитически можно определить из уравнений линеаризации:

$$\frac{\lambda_t - \lambda_{\text{МГ}}}{t} = V'_0 - B\lambda_t, \quad (5.32)$$

где $B = V_{\lambda_0}/(\lambda_{\text{К}} - \lambda_{\text{МГ}})$; $V'_0 = V_{\lambda_0}\lambda_{\text{К}}/(\lambda_{\text{К}} - \lambda_{\text{МГ}}) = B\lambda_{\text{К}}$, а компрессионные параметры $\lambda_{\text{К}} = V'_0/B$; $V_{\lambda_0} = V'_0 - B\lambda_{\text{МГ}}$;

$$\frac{t}{\lambda_t - \lambda_{\text{МГ}}} = \frac{1}{V_{\lambda_0}} + \frac{t}{\lambda_{\text{К}} - \lambda_{\text{МГ}}}. \quad (5.33)$$

Экспериментальные исследования процесса деформирования торфа, опубликованные автором совместно с А.С. Королевым [47], подтвердили двухстадийность консолидации торфа. Анализ данных опытов, выполненных в полевых и лабораторных условиях, показывает, что с учетом вышеизложенного в общем виде аппроксимация процесса уплотнения может быть представлена уравнением

$$S_t = S_{\text{МГ}} + (S_{\text{К}} - S_{\text{МГ}}) \frac{t}{t + n_{\text{SO}}}, \quad (5.34)$$

где $S_{\text{МГ}}$, $S_{\text{К}}$ – условно-мгновенная и конечная осадка слоя торфа мощностью H соответственно;

n_{SO} – параметр в единицах времени.

Из приведенного выражения (5.34) следует, что среднее значение скорости деформации линейно изменяется во времени, т. е.

$$\frac{1}{V_{\text{CP}}} = \frac{1}{V_{\text{SO}}} + \frac{t}{S_{\text{К}} - S_{\text{МГ}}}, \quad (5.35)$$

где $V_{\text{CP}} = (S_t - S_{\text{МГ}})/t$; $V_{\text{SO}} = (S_{\text{К}} - S_{\text{МГ}})/n_{\text{SO}}$.

Однако в практических расчетах мгновенную часть осадки нам представляется целесообразным не выделять из первичной стадии консолидации и величину средней скорости деформации определять по значению общей осадки за время t , т. е. $V_{\text{CP}} = S_t/t$, а линеаризованное выражение (5.35) примет вид

$$\frac{1}{V_{\text{CP}}} = \frac{1}{V_{\text{SO}}} + \frac{t}{S_{\text{К}}}.$$

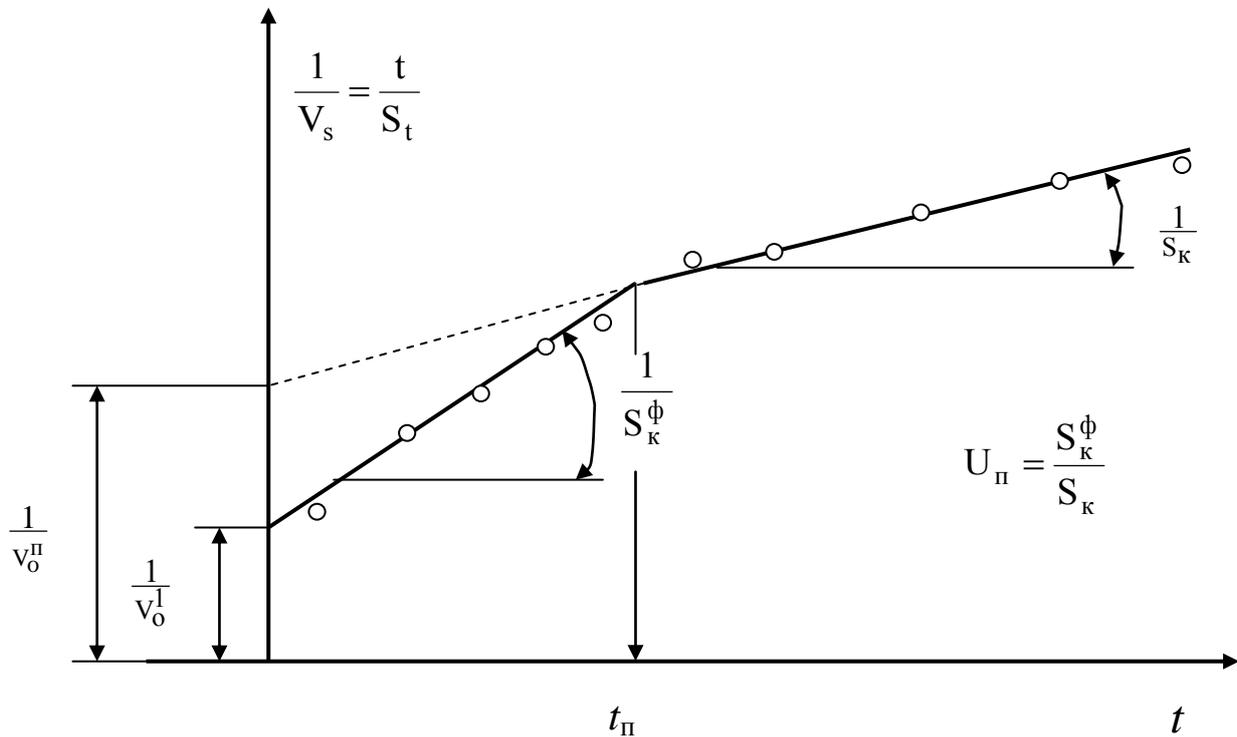


Рис. 5.15. График обработки консолидационных кривых

Количественный анализ данных консолидации, снятых на лабораторной установке, позволяет утверждать, что графики вида $1/V_{ср}$ состоят из двух прямых с точкой перегиба (рис. 5.15). Это в полной мере относится и к консолидации торфяных оснований под насыпными площадками. Следует предположить, что точка перегиба подразделяет процесс на первичную и вторичную стадии консолидации. Каждая из этих стадий имеет расчетные параметры консолидации V_0^i , n_0^i и $S_к^i$ (на графиках, приведенных в работе [36], нет точек перелома, что можно объяснить отсутствием результатов замеров осадки в начальный период) и будет характеризоваться своими расчетными параметрами $1/V_0^1$, $1/S_к^{\phi}$ и $1/V_0^п$, $1/S_к$, т. е. для каждой фазы консолидации необходимо определять V_0^i и $S_к^i$. По результатам натуральных данных на рис. 5.15 показана точка перелома, характеризующая временем $t_{п}$ и величиной степени консолидации $U_{п}$ и разделяющая этот процесс на две стадии, каждая из которых обладает своими расчетными параметрами.

Степень консолидации, соответствующая точке перегиба прямых $1/V_{ср} = f(t)$, (%) определяется по выражению

$$U_{п} = 100S_t^п / S_к = 100\lambda_t^п / \lambda_к.$$

Обработка кривых консолидации и анализ величины $U_{п}$ позволили получить следующие результаты.

Параметр $U_{\text{п}}$ является функцией физико-технических свойств торфа и условий решаемой задачи. Зависимость $U_{\text{п}}$ (%) от коэффициента пористости может быть представлена выражением вида [47, 92]

$$U_{\text{п}} = A(1 - B/(e_0 - C)), \quad (5.36)$$

где A, B, C – параметры зависимости; $A = U_{\text{п}} = 100\%$ при $e_0 \rightarrow \infty$.

Физический смысл параметров B и C найдем из следующих предположений. При начальном коэффициенте пористости торфа e_0 , соответствующем 1-й критической точке влагосодержания, доля фильтрационной стадии консолидации торфа будет незначительна, т. е. $U_{\text{п}} \rightarrow 0$. В этом случае сумма параметров B и C должна равняться e_0 , коэффициенту пористости при 1-й критической точке влагосодержания.

На основе статистической обработки и анализа материалов экспериментов величина C соответствует минимальному коэффициенту пористости e_{min} при неотжимаемых энергетически связанных категориях влаги. Параметр B в этом случае может быть оценен в зависимости от степени разложения R по выражению

$$B = 7/(1 + 0,07R). \quad (5.37)$$

Корреляционное поле значений $U_{\text{п}}$ и семейство кривых по выражению (5.36), которое охватывает его линиями при $R \rightarrow 0$ и $R \cong 60\%$, приведены на рис. 5.16. При постоянном коэффициенте пористости $U_{\text{п}}$ увеличивается с ростом степени разложения. Это подтверждают данные на рис. 5.17, где также нанесены кривые, рассчитанные по (5.36) при постоянных значениях коэффициента пористости.

Величина $U_{\text{п}}$ определялась по результатам консолидации образцов высотой 25, 30 и 35 мм при различных значениях начальной степени нагрузки из видов торфа низинного, верхового и переходного типов. При нагрузках до 0,1 МПа наблюдается тенденция к увеличению $U_{\text{п}}$ с ростом давления начальной степени нагрузки. Параметры кривых распределения величины $U_{\text{п}}$ по некоторым видам торфа, которые в соответствии с критериями согласия подчиняются нормальному закону, приведены в табл. 5.6.

Величина $U_{\text{п}}$ не зависит от высоты исследуемого образца торфа. Для низинного осокового торфа с $R = 20\text{--}25\%$ при высотах образцов 25 и 35 мм $U_{\text{п}}$ равно 66,6 и 66,2% соответственно (табл. 5.7).

При последовательном приложении ступеней нагрузки величина $U_{\text{п}}$ торфа и соответственно фильтрационная часть осадки уменьшаются, т. е. на вторичную стадию консолидации приходится все большая доля всей осадки.

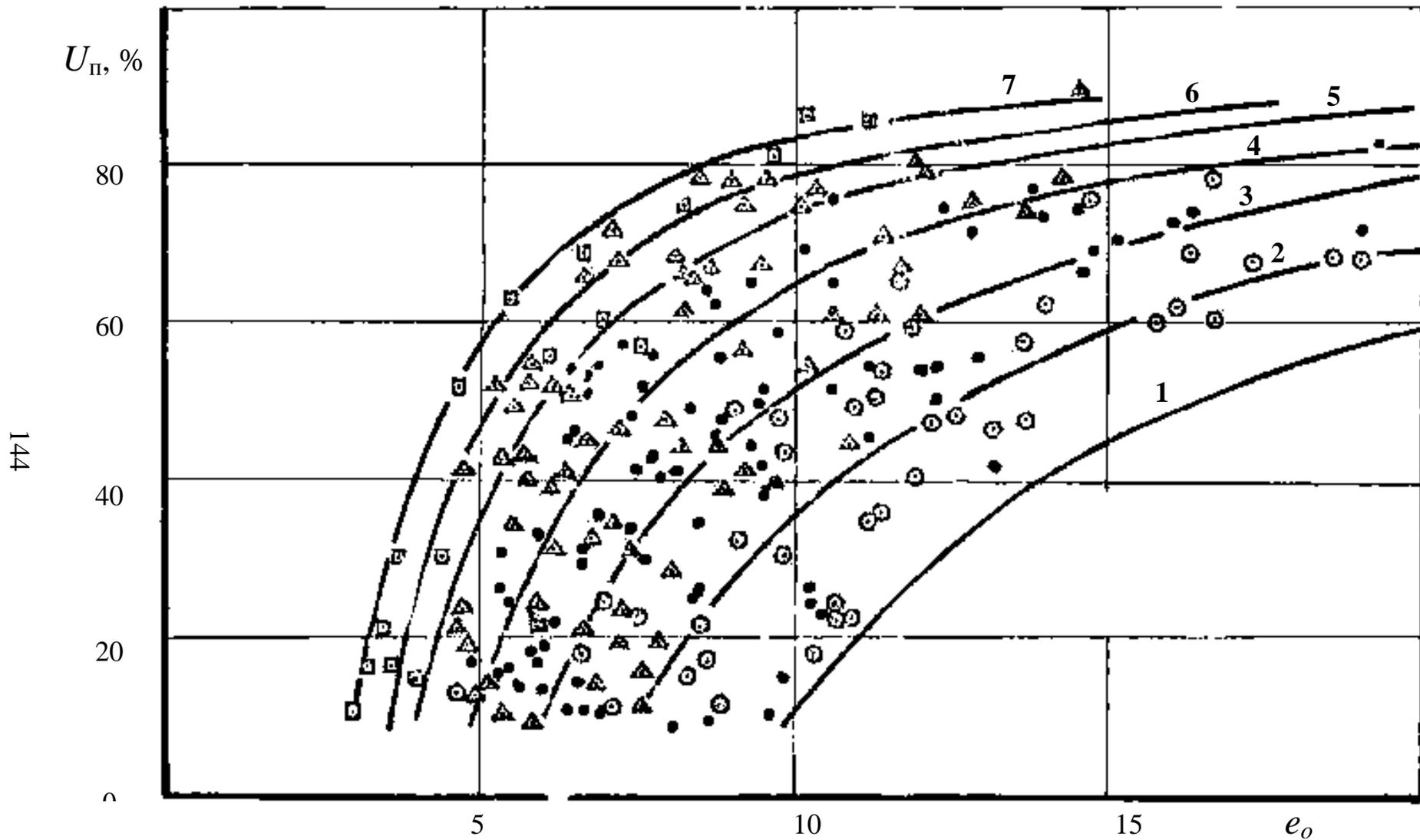


Рис. 5.16. Зависимость степени консолидации фильтрационной части осадки от коэффициента пористости и степени разложения: 1 – $R = 0\%$; 2 – $R = 5\%$; 3 – $R = 10\%$; 4 – $R = 20\%$; 5 – $R = 30\%$; 6 – $R = 40\%$; 7 – $R = 60\%$; \circ – $R < 12$; \bullet – $12 \leq R < 22$; Δ – $22 \leq R \leq 32$; \square – $R > 32$

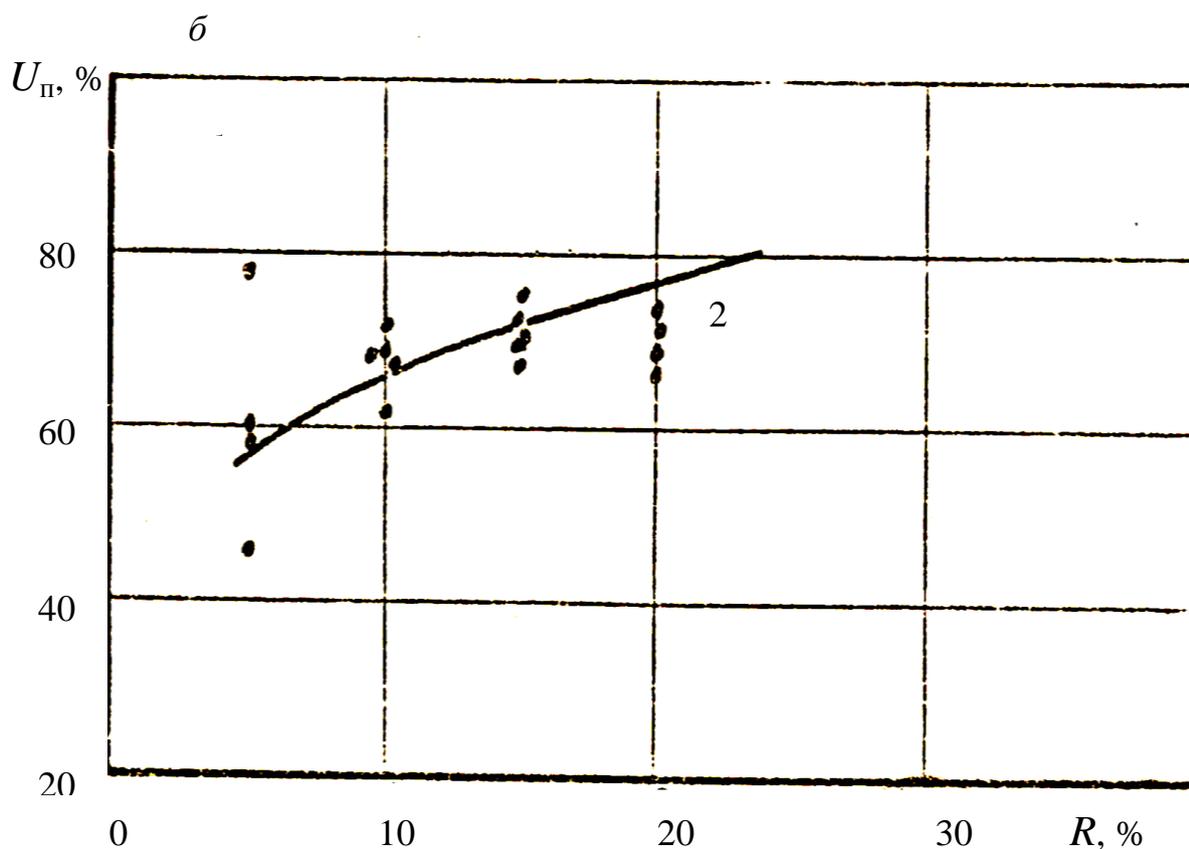
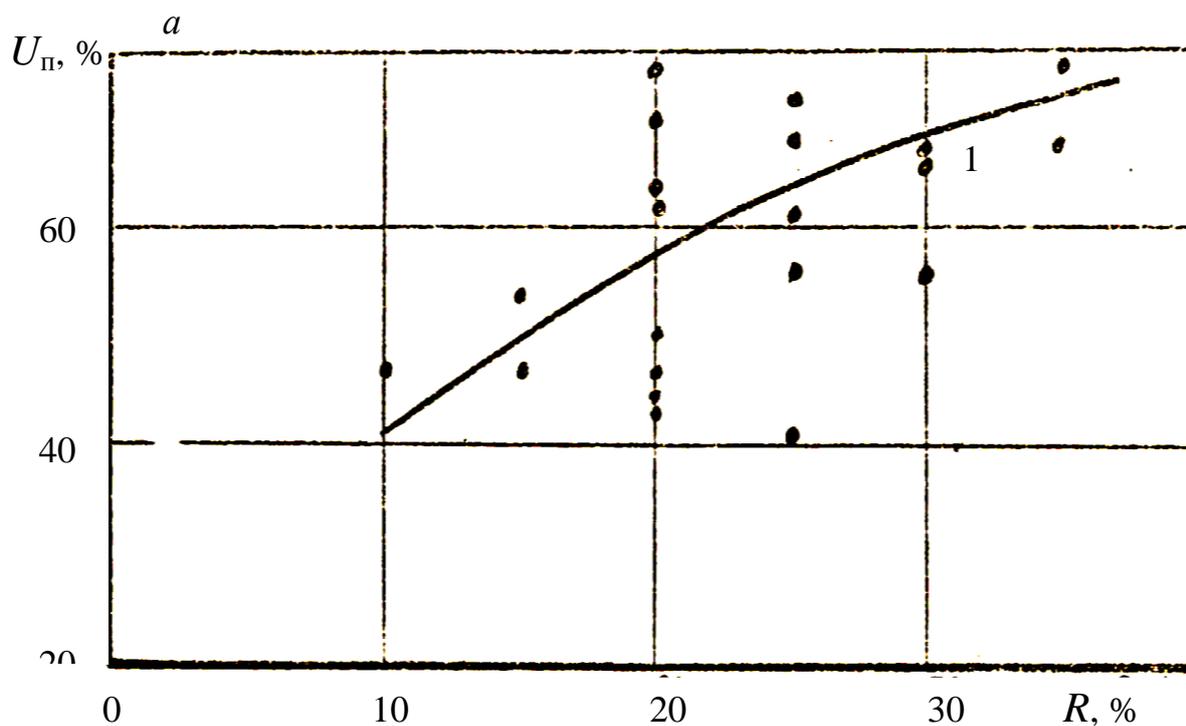


Рис. 5.17. Зависимости степени консолидации фильтрационной части осадки от степени разложения по интервалам коэффициента пористости: *a* – $e_0 = 8,5 \dots 9,5$; *б* – $e_0 = 14 \dots 17$; ——— — линии расчета по зависимости (5.36) для 1 – $e_0 = 9$ и 2 – $e_0 = 15$

Таблица 5.6. Результаты анализа распределения величины $U_{п}$

Вид, тип, группа торфа	Количество опытов	Параметры распределений				Критерий Пирсона (нормальное распределение)	
		$\overline{U}_{п}, \%$	$\sigma_{U_{п}}, \%$	As	Ex	$\chi^2_{эмп}$	χ^2_{st}
Древесно-осоковый (низинный и переходный)	8	69,2	5,0	1,00	-0,67	5,2	6,0
Осоковый низинный	12	68,9	12,3	-0,33	-1,42	4,8	7,8
Осоковый переходный	7	68,8	5,8	0,20	-1,23	0,2	6,0
Шейхцериевый низинный	6	40,9	18,3	-0,16	-1,07	0,8	3,8
Шейхцериевый переходный	10	42,1	16,7	0,02	-1,36	0,5	7,8
Шейхцериевый верховой	5	33,6	12,7	-0,46	-1,70	0,2	3,8
Сфагновый мочажинный	9	59,2	14,0	0,01	-1,76	1,8	6,0
Моховая группа верхового типа	12	61,9	13,7	-0,17	-1,49	1,3	7,8
Травяная группа низинного типа (тростниковый, вахтовый, шейхцериевый)	14	45,5	20,9	-0,07	-1,18	1,6	7,8

Обоснование применимости выражения (5.36) для определения $U_{п}$ проведем сравнением средних величин $U_{п}$ по результатам испытаний некоторых видов торфа с расчетными значениями. Расчет $U_{п}$ осуществлен для видов торфа по зависимости (5.36) при средних значениях коэффициента пористости и интервала колебаний степени разложения по [53]. Анализ данных показывает, что для основной массы видов торфа экспериментальное значение $U_{п}$ находится в расчетном интервале изменения $U_{п}$. Исключение составляет торф травяных групп – тростниковый, вахтовый, шейхцериевый, у которых фактическое значение $U_{п}$ ниже расчетного в 1,5–2,2 раза.

Следует отметить, что величины фильтрационной степени консолидации шейхцериевого верхового и низинного торфов, полученные двумя способами (по зависимостям (5.23) и (5.36)), соответствуют друг другу. Это подтверждает также сравнение их с данными табл. 5.6.

Таблица 5.7. Результаты расчета степени консолидации
фильтрационной части осадки U_p по видам торфа

Вид торфа	Количество опытов	Высота образца, мм	Степень разложения R , %		Степень консолидации, U_p , %		
			средняя [53]	интервал изменения [53]	средняя по эксперименту	расчетная	
						средняя	интервал
Низинный торф							
Древесный	6	–	45	40...60	64	68,5	66...78
Древесно-осоковый	5	–	37	30...50	69	72,3	69...79
Тростниковый	3	–	37	25...40	45	70,8	62...72
Осоковый	12	–	27	20...40	69	71	68...80
Осоковый	6	25	–	20...25*	66,6	–	–
Осоковый	5	35	–	20...25*	66,2	–	–
Вахтовый	5	–	31	25...40	51	73	68...77
Шейхцериевый	6	–	26	15...35	41	69	57...75
Сфагновый	1	–	20	15...30	78	76	70...80
Переходный торф							
Древесно-осоковый	4	–	39	25...50	63	77	69...81
Шейхцериевый	10	–	30	10...55	42	75	55...84
Шейхцериевый	4	25	–	–	43,5	–	–
Шейхцериевый	2	35	–	–	44,8	–	–
Осоковый	7	–	28	11...58	69	73	53...84
Осоково-сфагновый	4	–	29	11...54	65	71	68...88
Сфагновый	2	–	22	3...40	62	74	61...88
Гипновый	1	–	19	8...30	75	71	57...79
Верховой торф							
Пушицевый	1	–	45	28...60	72	79	74...85
Шейхцериевый	5	–	29	15...57	34	74	71...88
Шейхцериево-сфагновый	4	–	27	5...57	46	82	60...89
Магелланикум	1	–	15	1...39	69	73	60...88
Комплексный	2	–	13	2...44	71	76	50...86
Сфагново-мочажинный	9	–	10	1...38	59	62	56...87

Примечание. * – величина R по опытными данным.

Предлагаемые зависимости позволяют по общетехническим свойствам торфа определить величину фильтрационной степени консолидации U_p , а затем величину максимальной относительной деформации $\lambda_{\max}^{(t)}$ конца фильтрационной стадии консолидации.

Начальная скорость деформации V_{S0} может быть получена дифференцированием зависимости (2.34) теории фильтрационной консолидации при $t \rightarrow 0$ и определена по выражению

$$V_{S0} = 2 S_K C_0 / H^2. \quad (5.38)$$

Коэффициенты консолидации C_0^i для каждой из фаз в соответствии с (5.38) могут быть найдены из выражения

$$C_0^i = V_{S0}^i H^2 / (2 S_K^i),$$

где V_{S0}^i – начальная скорость деформации образца для соответствующей стадии консолидации и высоты образца H ;

S_K^i – конечная осадка по стадиям консолидации.

Подробный перечень и анализ методов определения коэффициента консолидации торфа, основного показателя фильтрационной теории консолидации, дан в работах [36, 65]. Л.В. Остроумовой [65] выявлено преимущество метода Тейлора при определении C_v . По данным Л.С. Амаряна и Л.В. Остроумовой [5, 65], величина коэффициента консолидации торфа, определенного по этому методу, зависит от начального коэффициента пористости торфа, одноступенчато приложенного нормального давления и анизотропности торфа. Для заторфованных грунтов [36] коэффициент консолидации C_v по методу Тейлора равен $(0,65...3) \cdot 10^5$ см²/год. Наши исследования торфа по зависимости (5.23) показали, что фильтрационная часть консолидации имеет показатель, близкий к 0,5, что подтверждает метод Тейлора.

Для определения и анализа начального коэффициента консолидации C_0^i проводилось исследование процесса консолидации на образцах торфа различного ботанического состава с начальным коэффициентом пористости от 5 до 20, степенью разложения от 5 до 45%. Были проведены серии испытаний на образцах торфа с начальной высотой 30 и 35 мм, площадью поперечного сечения 60 см². Начальная величина нагрузки при ступенчатом ее приложении составляла $(0,02...0,025)$ МПа, а длительность ее приложения колебалась от 24 до 72 часов. На образцах торфа высотой 35 мм и площадью 40 см² проводились исследования при одноступенчатом приложении нагрузки различной величины (до 0,225 МПа). Обработка кривых консолидации и нахождение параметров уравнений описывающих их проводились на ПЭВМ.

На величину C_0^I и C_0^{II} оказывает влияние длительность проведения испытаний. Обработка кривых консолидации образцов торфа высотой 35 мм под одноступенчато приложенным давлением при времени

окончания испытаний 3 и 24 часа показала, что начальный коэффициент консолидации при кратковременных испытаниях для первичной стадии меньше в среднем на 27%, а для вторичной – больше в 2,1 раза, чем при длительных испытаниях.

Статистический анализ рядов распределений коэффициентов C_0^I и C_0^{II} , (рис. 5.18), показал, что они соответствуют законам логнормальному и Грамма-Шарлье. Проверка нулевой гипотезы H_0 о равенстве дисперсии выборок логарифмов начальных коэффициентов консолидации $\lg C_0^I$ и $\lg C_0^{II}$ по критерию Фишера F установила, что выборочные дисперсии различаются незначимо (например, по выборкам для высот образцов 30 и 35 мм у $\lg C_0^I$ $F_{\text{набл}} = 1,67 < F_{\text{кр}(0,05;58;13)} = 2,30$, а у $\lg C_0^{II}$ $F_{\text{набл}} = 2,08 < F_{\text{кр}(0,05;58;13)} = 2,30$). Проверка равенства средних значений при одинаковых дисперсиях выборок по t -критерию выявила значительное различие средних величин $\lg C_0^I$ для выборок с высотами образцов торфа 25 и 30 мм ($t_{\text{набл}} = 3,80 > t_{\text{кр}(113;0,975)} = 1,98$) и для $\lg C_0^{II}$ с высотами образцов 30 и 35 мм ($t_{\text{набл}} = 4,97 > t_{\text{кр}(71;0,975)} = 2,00$).

Таким образом, увеличение значений начальных коэффициентов консолидации с ростом высоты испытываемого образца торфа статистически достоверно. Математически это можно представить в следующем виде:

$$\lg C_0^I = 3,128 + 0,403 H_{\text{обр}};$$

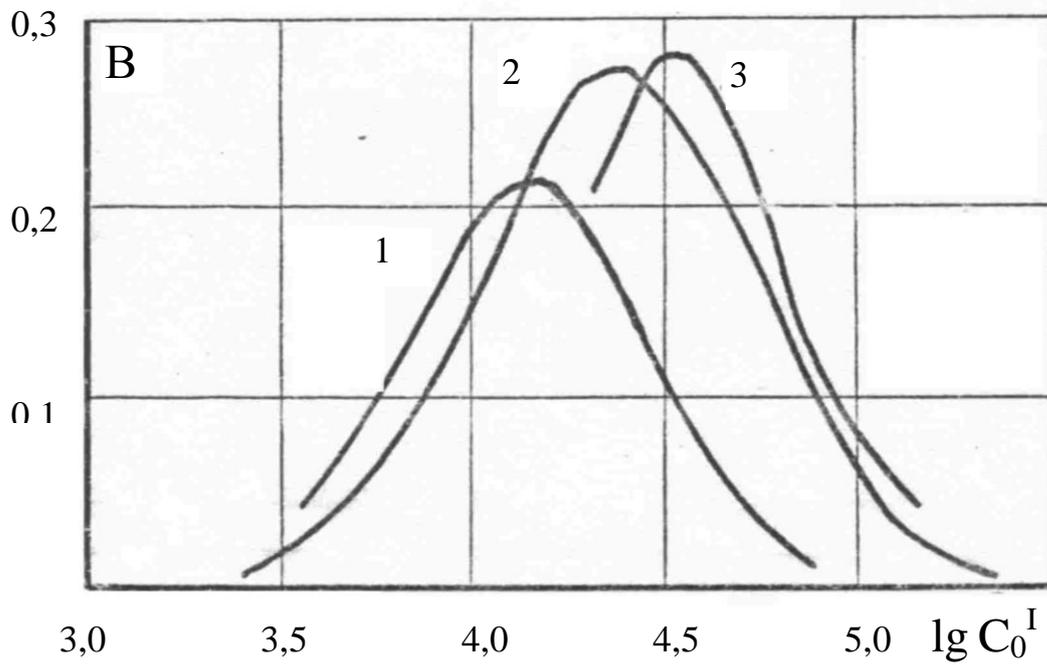
$$\lg C_0^{II} = 0,655 + 0,666 H_{\text{обр}},$$

где $H_{\text{обр}}$ – начальная высота образца торфа при испытании на консолидацию при двусторонней фильтрации, см.

Анализ зависимостей начальных коэффициентов консолидации C_0^I и C_0^{II} от степени разложения и начального коэффициента пористости по выборкам высот образцов торфа показал на отсутствие их достоверности, а от величины одноступенчато приложенной нагрузки – на недостоверность данной зависимости.

По данным консолидации торфа при последовательном ступенчатом нагружении образца начальные коэффициенты консолидации понижаются с уменьшением коэффициента пористости e торфа.

По результатам консолидации торфяных залежей глубиной до 5 м с коэффициентом пористости от 9 до 16 определены вышеизложенным способом коэффициенты консолидации C_0^I и C_0^{II} , которые оказались корреляционно зависимы от глубины залежи H_{ϕ} (рис. 5.19).



б

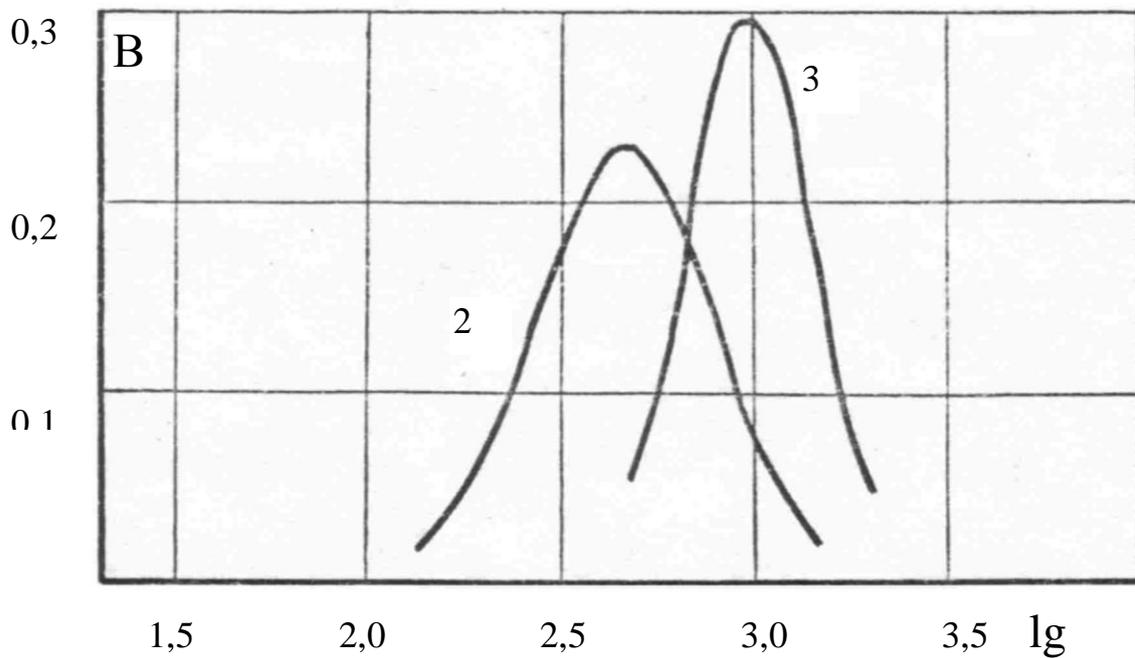


Рис. 5.18. Кривые распределений начальных коэффициентов консолидации C_0^I (а) и C_0^{II} (б) для разных высот образцов:
1 – 25 мм; 2 – 30 мм; 3 – 35 мм

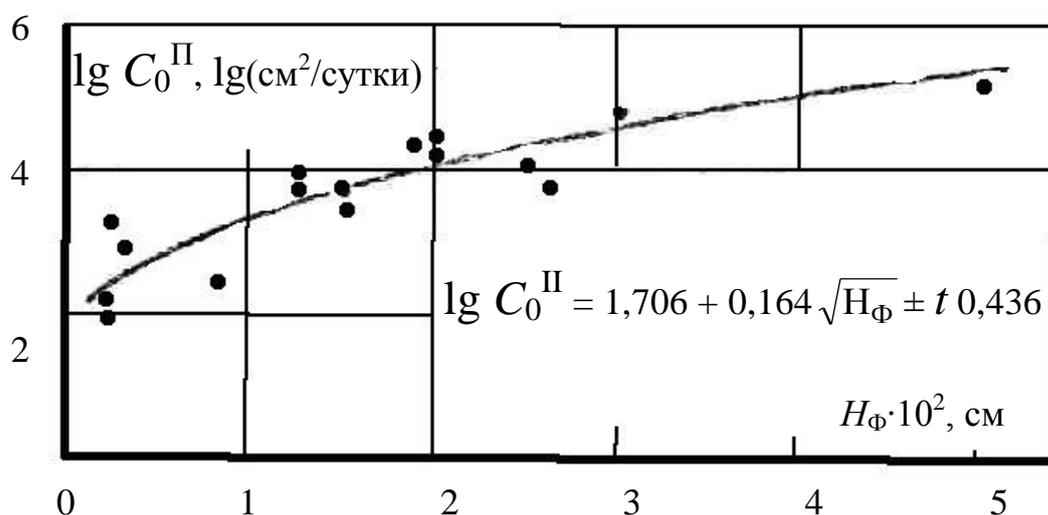
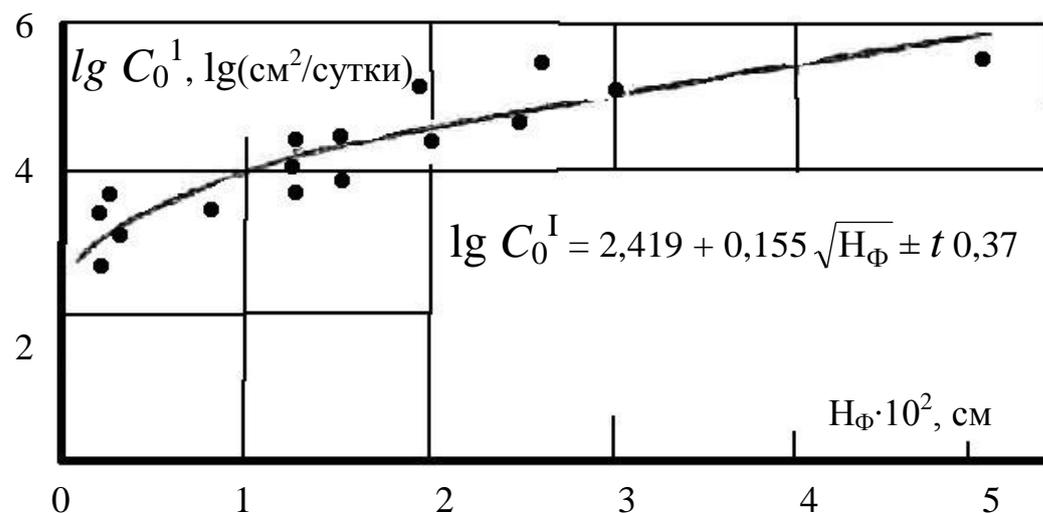


Рис. 5.19. Зависимости начальных коэффициентов консолидации на первичной и вторичной стадиях от глубины торфяной залежи

Зависимости $\lg C_0^I$ и $\lg C_0^{II}$ от H_ϕ имеют вид:

для первичной стадии

$$\lg C_0^I = 2,419 + 0,155 \sqrt{H_\phi} \pm t 0,370; \quad r = 0,897;$$

вторичной

$$\lg C_0^{II} = 1,706 + 0,164 \sqrt{H_\phi} \pm t 0,436; \quad r = 0,882;$$

где t – нормирующий множитель;

H_ϕ – глубина залежи, см.

Исходя из вышесказанного прогнозирование процесса консолидации торфяного основания следует вести по двум стадиям по формуле

$$S_t = S_h^i \frac{t}{t + n_o^i},$$

где t – время, сутки;

$n_o^i = H^2 / (2C_o^i)$ – параметр, численно равный времени, сутки;

S_k^i – величина конечной осадки насыпи, при $i = 1$ для первичной стадии и при $i = 2$ – для вторичной.

Время, соответствующее переходу ко вторичной стадии консолидации, можно найти по выражению

$$t_{\Pi} = H^2 U_{\Pi} / (2C_o^I (100 - U_{\Pi})).$$

5.1.4. Определение расчетных параметров обобщенной кривой компрессии для слоистой торфяной залежи при одномерном уплотнении

Реальная торфяная залежь, как правило, состоит из ряда пластов торфа различного вида, имеющих свои компрессионные параметры.

Аналитическая форма компрессионного уравнения (5.11) и (5.22) при $q = 2$ позволяет по известным параметрам $a_n^{(i)}$ и $K^{(i)}$ отдельных слоев залежи мощностью h_i построить обобщенную компрессионную кривую, характеризующуюся расчетными параметрами a_n^* и K^* [93]. Решение этой задачи заключается в следующем. Предположим, что общая осадка торфяной залежи S складывается из осадок отдельных ее слоев S_i , т. е.

$$S = \sum_{i=1}^n S_i, \quad (5.39)$$

На основании уравнения (5.3) при $P = \text{const}$ можем записать соотношение (5.39) как

$$a_{сж}^* PH = P \sum_{i=1}^n (a_{сж}^{(i)} h_i).$$

Обобщенный коэффициент компрессионного сжатия $a_{сж}^*$ слоистой торфяной залежи

$$a_{сж}^* = \sum_{i=1}^n (a_{сж}^{(i)} h_i) / H, \quad (5.40)$$

где $a_{сж}^{(i)}$ – относительный коэффициент сжимаемости i -го слоя торфа мощностью h_i , определяемый по зависимостям (5.18);

$H = \sum_{i=1}^n h_i$ – глубина неоднородной слоистой залежи.

Для определения средневзвешенных параметров a_n^* , K^* , λ_{\max}^* по выражению (5.40) находят величину $a_{сж}^*$ для двух значений относительной

деформации λ (например $\lambda_1 = 0,1$ и $\lambda_2 = 0,5$) или двух значений нагрузок P (P_1 и P_2).

Определяем:

в первом случае – параметр K^* , а затем a_H^* по выражениям:

$$K^* = (a_{сж1}^* - a_{сж2}^*) / (\lambda_2 - \lambda_1); \quad a_H^* = a_{сж2}^* + K^* \lambda_2;$$

во втором – параметр λ_{max}^* , а затем a_H^* , K^* по выражениям:

$$\lambda_{max}^* = \frac{(P_2 - P_1)(a_{сж1}^* \cdot a_{сж2}^*)}{(a_{сж1}^* - a_{сж2}^*)};$$

$$a_H^* = \frac{\lambda_{max}^* \cdot a_{сж1}^*}{\lambda_{max}^* - a_{сж1}^* \cdot P_1}; \quad K^* = a_H^* / \lambda_{max}^*.$$

Предлагаемая схема позволяет при необходимости учитывать в расчетах подстилающие слои слабых грунтов (сапрпель, ил) или слой мерзлого торфа.

Выводы.

Проведенные теоретико-экспериментальные исследования процесса одномерного уплотнения торфа и других слабых органоминеральных грунтов показали, что существует единая закономерность уплотнения их как в стабилизированном состоянии, так и для любого момента времени.

Данные анализа кривых уплотнения и их расчетных параметров, полученных при $r \rightarrow \max$ как для момента времени $t = \text{const}$, так и для момента условной стабилизации, позволяют принимать $q = 2$, что упрощает нахождение деформационных характеристик уравнения уплотнения.

Изменение деформационных характеристик во времени (начального коэффициента относительной сжимаемости $a_H^{(t)}$ и максимальной относительной деформации $\lambda_{max}^{(t)}$) подчиняются логарифмическому закону для двух стадий процесса консолидации. В этом случае при известных параметрах $\lambda_{max}^{(t)}$ и $a_H^{(t)}$ на момент времени t_1 , по предложенным зависимостям они могут быть оценены для любого времени $t_2 \gg t_1$, т. е. возникает возможность проведения быстрых испытаний грунта на компрессию.

5.2. Построение статистических моделей оценки деформационных свойств органоминеральных грунтов от физико-технических свойств

Статистически установлено, что характеристики деформационных и прочностных свойств торфа и торфяной залежи в целом в той или иной мере имеют существенную взаимосвязь с рядом параметров их физико-технических свойств, которая количественно представляется в виде корре-

ляционно-регрессионных зависимостей от одного или нескольких параметров.

5.2.1. Статистические модели оценки деформационных свойств торфа

Статистически доказано [38, 92], что при $q = 2$ зависимости вида (5.17)–(5.19) с высокой степенью точности аппроксимируют кривые компрессии слабых грунтов. Результаты статистического анализа параметров компрессионных кривых для торфа в целом и по генетической классификации (тип, группа, вид) приведены в монографии автора [110].

Отбор образцов ненарушенной структуры из торфяного основания и проведение на них компрессионных испытаний не только повышает стоимость проектных решений, но и значительно затягивает процесс проектирования, поэтому одной из актуальных задач является прогнозирование деформационных свойств торфяного основания по элементарным физико-механическим характеристикам торфа, для определения которых требуется меньше времени и средств. Установление подобных зависимостей методами математической статистики по результатам массовых испытаний и применение их в расчетах рекомендуется СНиП 2.02.01-83*. Для торфа подобными характеристиками являются начальный коэффициент пористости e_0 или естественное влагосодержание W_0 , которые в полной мере отражают сущность порового пространства [1, 2, 52] и степень разложения R . Поровая характеристика является мерой деформируемости торфа и оказывает доминирующее влияние на компрессионные параметры.

Для исследования зависимостей компрессионных параметров a_n и K от e_0 , W_0 и R применена методика полного статистического анализа. Этот анализ состоит из совокупности корреляционного, дисперсионного и регрессионного методов и основан на изучении условных рядов распределения функции в узких интервалах аргумента.

Из соотношения эмпирических и стандартных значений критериев Фишера криволинейности следует, что зависимости a_n и K от R имеют криволинейный характер, а от e_0 и W_0 могут быть представлены уравнением линейного вида, последнее подтверждает выводы Л.С. Амаряна [2, 3].

По всем интервалам $R = \text{const}$ наблюдается достоверная связь параметров с e_0 и W_0 линейного вида при соблюдении условия однородности дисперсий, поэтому при $R = \text{const}$ возможно не только определять средние значения a_n и K от e_0 и W_0 , но и предсказывать доверительные пределы их изменения по выражению вида [93, 95, 110]

$$y = A + Bx \pm t\sigma_y^{\text{ост}}, \quad (5.41)$$

где y – определяемый параметр (a_n и K);

x – значения общетехнических характеристик (e_0 и W_0);

A и B – коэффициенты линейного уравнения;

t – нормирующий множитель;

$\sigma_y^{\text{ост}}$ – остаточное среднеквадратическое отклонение функции.

Анализ коэффициентов A и B показал, что они непостоянны при изменении степени разложения и могут быть представлены выражениями:

$$\left. \begin{aligned} A &= A_0 + A_1 R - A_2 R^2; \\ B &= A_0 - A_1 R + A_2 R^2. \end{aligned} \right\} \quad (5.42)$$

Значения коэффициентов A_0, A_1, A_2 уравнений (5.42) приведены в табл. 5.8.

Зависимость остаточных среднеквадратических отклонений $\sigma_{\text{ан}}^{\text{ост}}$ и $\sigma_K^{\text{ост}}$ от степени разложения R для a_n представлена выражением (5.43), а для K – выражением (5.44), МПа⁻¹:

$$\sigma_{\text{ан}}^{\text{ост}} = 6,5 (1,0 - 0,01R), \text{ МПа}^{-1}; \quad (5.43)$$

$$\sigma_K^{\text{ост}} = 9,2 (1,0 - 0,01R), \text{ МПа}^{-1}. \quad (5.44)$$

Таблица 5.8. Значение коэффициентов A_0, A_1, A_2

Корреляционная зависимость $Y = A + BX$			Показатель тесноты связи	Коэффициенты уравнений (5.42)		
Функция Y	Аргумент X	Коэффициент A и B		A_0	A_1	A_2
a_n , МПа ⁻¹	W_0 , г/г	A	0,895	-7,45	0,40	$4,76 \cdot 10^{-3}$
		B	0,956	3,145	$7,67 \cdot 10^{-2}$	$8,25 \cdot 10^{-4}$
	e_0	A	0,911	-3,07	0,1657	$2,39 \cdot 10^{-3}$
		B	0,974	1,637	$3,14 \cdot 10^{-2}$	$3,614 \cdot 10^{-4}$
K , МПа ⁻¹	W_0 , г/г	A	0,950	-8,25	0,779	$1,065 \cdot 10^{-2}$
		B	0,970	3,89	0,13	$1,544 \cdot 10^{-3}$
	e_0	A	0,878	-4,205	0,576	$8,86 \cdot 10^{-3}$
		B	0,917	2,13	$6,66 \cdot 10^{-2}$	$8,72 \cdot 10^{-4}$

По общетехническим характеристикам – степени разложения R , коэффициенту пористости e_0 или естественному влагосодержанию W_0 торфа – по уравнениям (5.41)–(5.44) может быть не только оценена величина деформационной характеристики, но и осуществлен прогноз доверительной зоны. Проведенный анализ зависимостей деформационных характеристик от общетехнических свойств осуществлялся для торфа в целом. Влияние на механические характеристики, в том числе и на деформационные, особенностей структуры и свойств торфа, связанных с генезисом, т. е. ботанического состава и условий водно-минерального питания, показано в работах [1, 2, 30, 37, 52, 93], а также в монографии автора [110].

5.2.2. Оценка компрессионных параметров по степенной зависимости от основных общетехнических свойств торфа

Степенная зависимость компрессии в общем виде может быть представлена выражением [46]

$$\lambda = A + B P^N . \quad (5.45)$$

Для определения параметров A , B , N по результатам конкретного опыта может быть применен метод наименьших квадратов (МНК). В виду того, что уравнение содержит три неизвестных параметра, определение их можно производить по следующему методу, предложенному в теории вероятностей и математической статистики.

1. Задается интервал варьирования одного из параметров, который может быть определен из анализа предшествующих экспериментальных данных (в нашем случае – для органоминеральных грунтов (торфа и глинистых илов), – по физическим условиям величину A можно задавать в интервале от 0 до $-1,0$).

2. Из данного интервала выбираем значения A , для которых по МНК определяем параметры B , N , преобразуя уравнение (5.45) к виду

$$\ln(\lambda - A) = \ln B + N \ln P . \quad (5.46)$$

Далее вычисляем расчетные значения функции (λ_p) и сумму квадратов разности фактических и расчетных значений функции

$$\sum_{i=1}^n (\lambda_{\text{фи}} - \lambda_{\text{пи}})^2 .$$

3. Находим такую величину A , при которой $\sum (\lambda_{\text{фи}} - \lambda_{\text{пи}})^2$ будет минимальной. Эта величина будет расчетной.

4. Затем по МНК с учетом найденной величины A исходя из выражения (5.46) определяем параметры B и N .

Определенные при таком предположении параметры A , B , N обеспечивают по условию минимума суммы квадратов отклонений оптимальную аппроксимацию компрессионной кривой уравнением вида (5.45).

Проведем оценку точности аппроксимации уравнением (5.45) фактических компрессионных кривых, т. е. отличие фактических данных от расчетных в процентах $(\Delta = (\lambda_{\text{ф}} - \lambda_{\text{р}}) 100 / \lambda_{\text{ф}} , \%)$.

Для торфа показатель эксцесса как отрицателен, так и положителен, т. е. наблюдается как двувершинность, так и островершинность распределения Δ . При малых значениях P распределения в основном левосторонние

(отрицательная асимметрия), а с увеличением P наблюдается тенденция к правосторонним распределениям Δ .

В среднем при малых значениях P ($P \leq 0,01$ МПа) данные по расчету отличаются от опытных на ± 15 – 20% , при больших давлениях ($P > 0,01$ МПа) в среднем различие несущественно и не превышает $\pm 5\%$. При этом разброс опытных точек Δ относительно средних при малых P ($\leq 0,02$ МПа) значителен, так как среднеквадратические отклонения σ_{Δ} равны 15 – 25% , при больших значениях P ($\geq 0,025$ МПа) он уменьшается при среднеквадратическом отклонении $\sigma_{\Delta} = 4$ – 8% (в среднем $\sim 5\%$).

Для глинистых илов при $P \leq 0,02$ МПа данные по расчету отличаются от опытных на $\pm 10\%$, а на интервале давлений $P > 0,02$ МПа отличие несущественно и составляет от $-2,4$ до $+2,2\%$. Однородность дисперсии наблюдается для двух участков давлений при $P \leq 0,05$ МПа ($\sigma_{\Delta} = 12$ – 25%) и при $P > 0,05$ МПа ($\sigma_{\Delta} = 2,4$ – $4,4\%$).

Таким образом, степенной вид уравнения компрессионного уплотнения дает достаточную точность вычислений для множества видов торфа и в широком диапазоне нормальных давлений (до $0,3$ МПа). Данное уравнение можно применять в инженерных расчетах в тех случаях, когда более простые и удобные виды уравнений (дробно-линейные) не соответствуют законам компрессионного уплотнения. Определение параметров уравнения (5.45) вызывает определенные вычислительные трудности, хотя они и могут быть преодолены применением ПЭВМ. Поэтому одной из актуальных задач является прогнозирование деформационных свойств торфяного основания по элементарным физико-механическим характеристикам торфа, для определения которых требуется меньше времени и средств. Для торфа подобными характеристиками являются коэффициент пористости e_0 или естественное влагосодержание W_0 и степень разложения R . Исходя из этого встала задача изучения и установления корреляционных зависимостей между параметрами A , B , N уравнения (5.45), которые в полной мере характеризуют деформируемость торфа, и его общетехническими характеристиками e_0 и R .

Для исследования зависимостей компрессионных параметров A , B и N от e_0 и R применялась методика полного статистического анализа.

Результаты анализа рядов распределения параметров A , B , N для торфа в целом приведены в табл. 5.9. Параметр A варьирует в пределах от $-0,435$ до $-0,091$; B – от $0,182$ до $1,126$; N – от $0,082$ до $0,598$. Распределение параметров A , B , N не противоречит закону нормального распределения, но лучше описывается законом Грамма-Шарлье, который учитывает асимметричность и эксцессивность.

Таблица 5.9. Результаты статистического анализа рядов распределения параметров A, B, N

Параметр	Критерии согласия для законов				Числовые характеристики распределения			
	нормального		Грамм-Шарлье		\bar{x}	σ_x	A_S	E_x
	$\chi^2_{\text{эмп}}$	$\lambda_{\text{эмп}}$	$\chi^2_{\text{эмп}}$	$\lambda_{\text{эмп}}$				
A	20,67	0,542	19,52	0,565	-0,262	0,073	0,139	-0,099
B	19,57	0,700	10,94	0,383	0,692	0,203	0,038	-0,739
N	16,44	0,567	15,32	0,506	0,328	0,115	0,012	-0,172

По результатам статистического анализа рядов распределений параметров A, B, N при $e_0 = \text{const}$ они удовлетворяют нормальному закону. С увеличением e_0 наблюдается смещение центров распределений, т. е. среднеарифметических значений, в сторону больших значений параметров B и N и меньших значений A .

По критериям Фишера криволинейности, эмпирические значения которых не превышают табличных, можно утверждать, что зависимость $A = f(R)$ линейна во всех интервалах $e_0 = \text{const}$ и имеет вид

$$A = A_1 + B_1 R, \quad (5.47)$$

где $A_1 = 0,0036 e_0 - 0,316$;

$B_1 = (0,3046 - 0,024 e_0) * 10^{-2}$.

Остаточное среднеквадратическое отклонение параметра A (σ_A) увеличивается с ростом e_0 :

$$\sigma_A = 0,031 + 0,0023 e_0.$$

Параметр B имеет достоверную связь с R при $e_0 \leq 12$, а при $e_0 > 12$ связь недостоверна с вероятностью 95%. При этом в соответствии с критерием Фишера криволинейности зависимость $B = f(R)$ имеет линейный вид.

$$B = A_2 - B_2 R \quad (5.48)$$

Значения параметров A_2 и B_2 можно получить из зависимостей аппроксимации:

$$\begin{aligned} A_2 &= 0,55 + 0,019 e_0; \\ B_2 &= 0,012 - 0,001 e_0, \quad \text{при } e_0 \leq 12; \\ B_2 &= 0 \quad \text{при } e_0 > 12. \end{aligned}$$

Остаточное среднеквадратическое отклонение параметра B (σ_B) при $e_0 > 12$ увеличивается с ростом e_0 , а при $e_0 \leq 12$ — $\sigma_B = \text{const}$:

$$\sigma_B = 0,102, \quad e_0 \leq 12;$$

$$\sigma_B = 0,006 + 0,008 e_0, \quad e_0 > 12.$$

Зависимость параметра N от R в интервалах $e_0 = \text{const}$ установить не удалось, так как по статистическим критериям она недостоверна, т. е. N зависит только от e_0 :

$$N = -0,289 + 0,00327 e_0 \pm t 0,114.$$

Показатель степени N колеблется в довольно широком интервале, но не превышает 0,6. Это подтверждает криволинейность зависимости $\lambda = f(P)$.

Среднее значение параметра N (см. табл. 5.9) может быть принято равным $1/3$, т. е. аппроксимацию компрессионных кривых торфа можно производить кубическим уравнением, что значительно облегчает определение численных значений параметров кривых компрессии.

Этим статистически подтверждаются результаты работ [13, 37, 43], в которых принято кубическое уравнение компрессии.

Так как распределение N подчиняется нормальному закону, то доверительные пределы изменения N следующие:

$$N - t \sigma_N \leq N \leq N + t \sigma_N,$$

где t – нормирующий множитель.

Если принять N равным 0,5, что соответствует принятию для описания процесса компрессионного уплотнения квадратичной параболы, то нормирующий множитель

$$t = \frac{N - \bar{N}}{\sigma_N} = \frac{0,5 - 0,328}{0,115} \approx 1,5.$$

Следовательно, вероятность того, что N примет значение, меньшее 0,5,

$$P(N < 0,5) = \Phi(1,5) \approx 0,933.$$

Таким образом, уравнение компрессии торфа в виде обычной (квадратной) параболы, предложенное Н.В. Табаковым [83], не удовлетворяет процессу компрессионного уплотнения торфа в 933 случаях из 1000.

Поясним размерность параметров A , B и их физическую интерпретацию из следующих соображений.

Относительная деформация через коэффициент пористости по аналогии с предложением К.П. Лундина [55]

$$\lambda = \frac{e_0 - e_{II} + BP^N}{1 + e_0}, \quad (5.49)$$

где e_0 , e_{II} – начальный (естественный) коэффициент пористости и коэффициент пористости, соответствующий полной влагоемкости соответственно.

Из сопоставления выражений (5.49) и (5.45) получим:

$$A = \frac{e_0 - e_{II}}{1 + e_0}.$$

Поскольку $e_0 < e_{п}$ (при проведении испытаний по методике на образцах с полной влагоемкостью $e_0 \approx e_{п}$), то из физического смысла параметр A всегда должен быть меньше нуля ($A < 0$). Это подтверждается

данными, полученными нами в результате статистической обработки компрессионных кривых.

Полагая $\lambda = 0$, получим соответствующее ей давление P_0 :

$$P_0 = (-A/B)^{\frac{1}{N}}. \quad (5.50)$$

Величина P_0 характеризует предел пропорциональности, при превышении которого справедливо применение уравнения (5.45). Параметр P_0 может соответствовать совокупности давлений от различных факторов, под воздействием которых за всю предысторию торф получил предварительное уплотнение.

Компрессионная кривая в интервале давлений $P < P_0$ является ветвью вторичной нагрузки, т. е. кривой рекомпрессии.

Таким образом, параметры A , N не имеют размерности, а P_0 имеет размерность давления.

При учете (5.50) уравнение 5.45) примет вид

$$\lambda = B (P^N - P_0^N). \quad (5.51)$$

Параметр B в выражении (5.51) имеет размерность $1 / (\text{Па})^N$ и может быть представлен через модуль компрессии C [46]:

$$B = 1 / C^N.$$

Для оценки нижнего предела применимости уравнения (5.47) необходимо знать величину P_0 . Для этой цели проведено выявление и установление связей нижнего предела с основными общетехническими свойствами торфа (e_0 и R) статистическим методом.

Распределение параметра P_0 для торфа в целом имеет значительную правую (положительную) асимметрию (эмпирический критерий Стьюдента по асимметрии $t_{AS} = 7,98 > 3,00$, что значительно превышает стандартное его значение) и подчиняется гамма-распределению с параметрами (среднее $-5,2$ кПа ; среднеквадратическое отклонение $- 5,7$ кПа; мода $- 2,5$ кПа ($K = 1,94$; $\alpha = 0,94$)).

Параметр P_0 колеблется (варьирует) в пределах от 0,7 до 14,0 кПа.

По интервалам $e_0 = \text{const}$ условные ряды распределений P_0 удовлетворяют нормальному закону, что следует из сравнения эмпирических и стандартных значений критериев согласия.

Из рис. 5.20 видно, что с увеличением e_0 смещение центров распределений P_0 в сторону меньших значений значительно только при $e_0 < 12-13$.

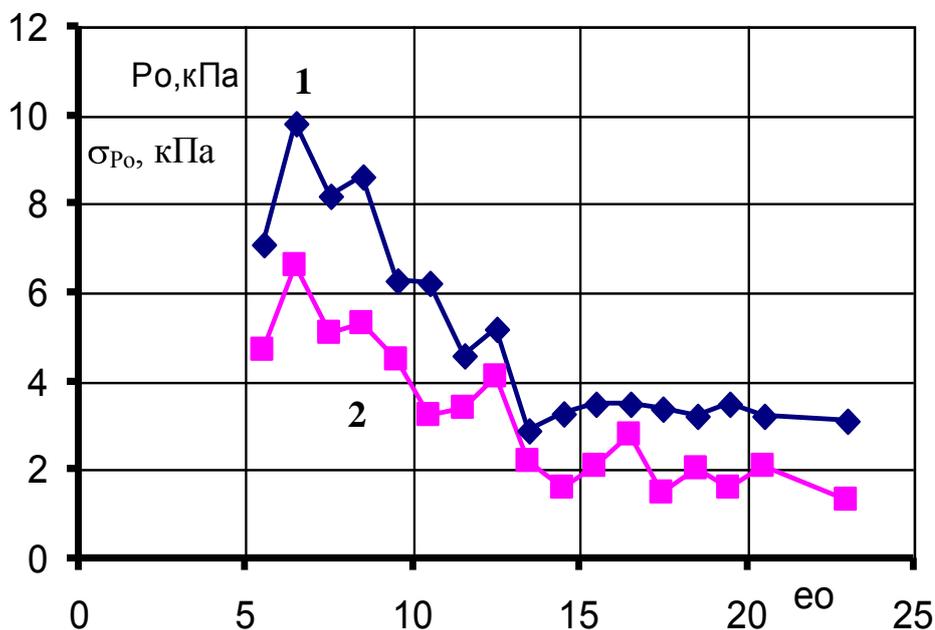


Рис. 5.20. Зависимости P_0 и σ_{P_0} от начального коэффициента пористости e_0 : 1 – P_0 , кПа; 2 – σ_{P_0} , кПа.

Подобный характер изменения с ростом e_0 имеет и среднеквадратическое отклонение P_0 . Поэтому в соответствии с критериями Фишера достоверности и криволинейности зависимость P_0 , кПа, от e_0 имеет вид

$$P_0 = 12,2 - 0,57 e_0 \pm t 4,8; \text{ при } e_0 < 13; r = -0,282;$$

$$P_0 = 3,33; \quad \sigma_{P_0} = 1,89; \text{ при } e_0 > 13.$$

Зависимость P_0 , кПа, от степени разложения R по критериям Фишера достоверна и прямолинейна с вероятностью 0,95 (коэффициент корреляции $r = 0,279$):

$$P_0 = 2,84 + 0,1R \pm t 5,04 .$$

Приведенные выше результаты подтверждаются материалами построения и анализа линейных множественных уравнений регрессии параметров $A, B, P_0, N = f(e_0, R)$ степенной зависимости компрессионного уплотнения торфа, которые приведены в табл. 5.10. По данным компонентного анализа и построения уравнений регрессии по главным компонентам получены следующие результаты, подтверждающие вид зависимостей (5.47) и (5.48): степень разложения R через все компоненты увеличивает значения параметров A, P_0 и уменьшает величину параметра B , а коэффициент пористости e_0 оказывает двойственное влияние на эти

параметры: через одни компоненты увеличивает их, а через другие – уменьшает. На параметр N постоянное влияние оказывает только начальный коэффициент пористости e_0 , увеличивая его.

Таблица 5.10. Результаты анализа множественных уравнений регрессии параметров степенной компрессионной зависимости торфа

Аргумент X_i	Коэффициент корреляции		Коэффициент уравнения $b_i 10^2$	СКО $\sigma_{b_i} 10^2$	Критерий Стьюдента достоверности t_{b_i}	Коэффициент множественной корреляции R_{MH}	$\sigma_{R_{MH}}$
	парный r	частный ρ					
$A = \sum_{i=1}^3 b_i X_i - 0,316 \pm t 0,069$							
$R, \%$	+0,131	+0,226	0,301	0,065	4,62		
e_0	-0,228	+0,112	0,358	0,160	2,24	0,329	0,045
$R e_0, \%$	-0,145	-0,243	-0,025	0,005	4,98		
$B = 0,593 + \sum_{i=1}^3 b_i X_i \pm t 0,13, (10^{-5} \text{ Па}^{-1})^N;$							
$R, \%$	-0,521	-0,287	-0,730	0,123	5,95		
e_0	+0,741	+0,249	1,537	0,301	5,10	0,770	0,021
$R e_0, \%$	+0,115	+0,212	0,041	0,010	4,32		
$P_0 = 6,34 + \sum_{i=1}^3 b_i X_i \pm t 4,79, \text{ кПа};$							
$R, \%$	+0,279	+0,142	12,90	4,52	2,85		
e_0	-0,392	-0,065	-14,34	11,11	1,29	0,414	0,042
$R e_0, \%$	-0,069	-0,114	-0,80	0,35	2,27		
$N = 0,269 + \sum_{i=1}^3 b_i X_i \pm t 0,114$							
$R, \%$	-0,043	+0,021	0,045	0,108	0,41		
e_0	+0,141	+0,077	0,405	0,264	1,53	0,146	0,049
$R e_0, \%$	+0,067	-0,005	-0,001	0,008	0,11		
$N = 0,272 + \sum_{i=1}^3 b_i X_i + t 0,114$							
e_0	+0,141	+0,139	0,381	0,136	2,80	0,146	0,049
$R, \%$	-0,043	+0,037	0,034	0,046	0,74		

Примечание. СКО – среднеквадратическое отклонение

Проведенный статистический анализ показал:
компрессионные параметры B , N и A или P_0 можно определять в зависимости от свойств торфа (пористости и степени разложения);

установлен предел применимости уравнения (3.4), величина которого увеличивается с ростом плотности торфа, т. е. с уменьшением коэффициента пористости или увеличением степени разложения;

упрощение степенного уравнения до постоянного показателя степени N возможно в случае принятия $N = 1/3$, что облегчает обработку экспериментальных кривых;

для торфа статистически подтверждена криволинейность зависимости $\lambda = f(P)$.

5.2.3. Статистический анализ параметров компрессии слабых глинистых грунтов

Аппроксимация компрессионных кривых иольдиевых глин, а также глинистых озерных и морских илов (данные работ [2, 23, 73, 81] проводилась на ПЭВМ по дробно-линейной и степенной зависимостям (3.2), (3.6), (3.7). Всего было обработано около 75 компрессионных кривых, в том числе для 50 кривых имелись данные по следующим физико-техническим свойствам: начальный коэффициент пористости e_0 ; природная влажность W_0 , доля единицы (г/г); величины пределов раскатывания W_p и текучести W_T , г/г; показатель консистенции J_L , плотность грунта ρ , г/см³; плотность частиц грунта ρ_s ; степень влажности G .

Рассматриваемые илы относятся к глинистым грунтам, так как число пластичности $J_p = W_T - W_p$ колеблется от 0,19 до 0,49 [54, 55]. По показателю консистенции J_L илы относятся к текучепластичному и текучему видам консистенции глинистых грунтов.

5.2.3.1. Параметры дробно-линейной компрессионной зависимости

Обработка компрессионных кривых илов по уравнениям (5.17) и (5.19) позволила получить следующие деформационные параметры: a_n ; $K = a_n/\lambda_{\max}$; P_0 ; $e_{кр}$; $\alpha_0 = K^{-1}$; E_0 ; λ_{\max} .

Эти данные использовались в дальнейшем при проведении статистического анализа деформационных характеристик, который состоял из анализа законов распределения параметров, корреляционно-регрессионного анализа парных зависимостей и регрессионного многофакторного анализа, в том числе и на главных компонентах.

Результаты статистического анализа рядов распределений деформационных и физико-технических характеристик приведены в табл. 5.11.

Деформационные характеристики E_0 ; λ_{\max} ; P_0 ; $e_{кр}$; α_0 ; a_n ; K распределены по нормальному закону, хотя и имеют незначительную правую (положительную) асимметрию. Нормальному закону подчиняются ряды распределений большинства физико-технических показателей, за

исключением W_T , J_L , имеющих значительную правую (положительную) асимметрию, и G – левую (отрицательную).

Из сопоставления эмпирических и стандартных критериев Фишера достоверности следует, что начальный коэффициент сжимаемости a_H и параметр K имеют значимые парные зависимости с e_0 , W_0 , H , J_L , ρ_s , G , ρ с вероятностью 95%.

Наиболее тесная связь a_H и K наблюдается с начальным коэффициентом пористости e_0 , природной влажностью W_0 , показателем консистенции J_L и плотностью грунта ρ . При этом увеличению e_0 , W_0 , J_L соответствует возрастание a_H и K , а с увеличением ρ_s a_H и K уменьшаются. По критерию Фишера криволинейности зависимости a_H и K от всех факторов имеют линейный вид.

Парные уравнения регрессии, позволяющие прогнозировать с заданной вероятностью расчетное значение a_H (МПа⁻¹):

$$\begin{aligned} a_H &= -4,518 + 4,633 e_0 \pm t 1,849; \\ a_H &= -4,448 + 12,7 W_0 \pm t 1,9; \\ a_H &= 0,398 + 3,045 J_L \pm t 1,776, \end{aligned} \quad (5.52)$$

где t – нормирующий множитель.

Парные уравнения регрессии, позволяющие вести прогноз K (МПа⁻¹):

$$\begin{aligned} K &= -5,863 + 10,43 e_0 \pm t 5,786; \\ K &= -5,78 + 28,6 W_0 \pm t 5; \\ K &= 4,20 + 7,511 J_L \pm t 5,26, \end{aligned} \quad (5.53)$$

где t – нормирующий множитель.

Прогнозирование с заданной вероятностью расчетного значения E_0 (МПа) можно производить по парным уравнениям регрессии:

$$\begin{aligned} E_0 &= 0,679 - 0,566 W_0 \pm t 0,0872; \\ E_0 &= 0,4146 - 0,1042 J_L \pm t 0,0989; \end{aligned} \quad (5.54)$$

$$E_0 = -1,212 + 0,9275\rho \pm t 0,0929.$$

В соответствии с критериями Фишера достоверности начальный модуль компрессии E_0 имеет значимые зависимости с e_0 , W_0 , J_L , ρ , G с вероятностью 95%. Наиболее тесная связь E_0 наблюдается с e_0 ($r = -0,714$), W_0 ($r = -0,701$), J_L ($r = -0,587$), ρ ($r = 0,649$). При возрастании e_0 , W_0 , J_L величина E_0 уменьшается, и наоборот, при возрастании ρ E_0 увеличивается.

Таблица 5.11. Результаты статистического анализа рядов распределений

Параметр	Единица измерения	Критерии соответствия распределениям				Числовые характеристики распределений				Минимальное значение в ряду $\min X$	Максимальное значение в ряду $\max X$
		нормальное		Грамм-Шарлье		Среднее X	Средне-квадратическое отклонение σ_x	Показатель			
		$\chi^2_{\text{эмп}}$	$\lambda_{\text{эмп}}$ ($\lambda_{\text{ст}}=1,36$)	$\chi^2_{\text{эмп}}$	$\lambda_{\text{эмп}}$			асимметрии A_x	эксцесса E_x		
a_H	МПа ⁻¹	9,2	1,13	5,1	0,67	4,84	2,41	0,877	-0,072	1,84	14,50
K	МПа ⁻¹	10,6	0,99	6,3	0,59	15,17	6,71	0,907	0,012	6,95	31,5
E_0	кПа	11,9	1,09	8,5	0,69	25,54	12,35	0,498	-0,917	69,0	54,35
e_0	–	7,8	0,96	4,2	0,66	2,065	0,443	0,399	-0,996	1,437	3,082
P_0	кПа	7,2	0,84	5,6	0,58	3,15	8,075	0,370	0,360	-14,4	25,6
W_0	%	8,5	0,81	5,5	0,49	74,90	15,28	0,358	-0,964	52,0	110,2
W_T	%	13,8	1,31	8,8	0,86	62,46	13,33	0,611	0,821	42,6	2,1
W_P	%	3,1	0,34	2,8	0,31	31,23	4,05	-0,324	-0,123	20,4	40,4
H	м	4,3	1,07	5,7	0,44	3,97	2,08	1,136	1,637	0,5	14,0
J_L	–	29,4	2,43	18,4	1,69	1,527	0,696	1,373	-0,899	0,90	3,5
ρ	г/см ³	7,7	0,43	6,6	0,50	1,582	2,086	-0,214	-0,880	1,38	1,75
ρ_S	г/см ³	6,1	0,66	5,9	0,63	2,748	0,034	0,045	-0,588	2,67	2,80
G	–	29,9	1,10	25,5	1,27	0,985	0,034	-1,122	1,076	0,9	1,05
$L_0=E_0\lambda_{\text{max}}$	кПа	9,0	0,80	4,8	0,51	77,4	32,6	0,424	-0,931	26,2	144
$1/\lambda_{\text{max}}$	–	3,8	0,81	2,3	0,28	3,262	0,647	1,059	0,919	2,371	5,13
λ_{max}	–	6,5	0,27	7,4	0,32	0,317	0,056	-0,160	-0,560	0,195	0,422

Примечание. Стандартное значение критерия Пирсона при вероятности $\rho = 0,95$ $\chi^2 = 12,6$.

По критерию Фишера криволинейности зависимости E_0 линейны, кроме зависимости E_0 от e_0 , которая криволинейна с вероятностью 95%. Для всех зависимостей может быть принята гипотеза однородности условных дисперсий.

Результаты расчета показывают, что существуют достоверные зависимости максимальной относительной деформации от e_0 , W_0 , W_p , J_L , ρ , G . Наиболее тесную связь λ_{\max} имеет с e_0 ($r = 0,726$), W_0 ($r = 0,625$), ρ ($r = -0,651$). Для всех зависимостей соблюдается с вероятностью 95% гипотеза однородности условных дисперсий. В существующих интервалах варьирования факторов расчет λ_{\max} может производиться по уравнениям:

$$\begin{aligned}\lambda_{\max} &= 0,1472 + 0,0823 e_0 \pm t 0,0424; \\ \lambda_{\max} &= 0,1449 + 0,23 W_0 \pm t 0,0435; \\ \lambda_{\max} &= 0,988 - 0,424 \rho \pm t 0,0422.\end{aligned}\quad (5.55)$$

В зависимостях (5.52)–(5.55) W_0 измеряется в долях единицы (г/г).

С физической точки зрения при компрессионном уплотнении максимальной относительной деформации λ_{\max} грунт достигает при коэффициенте пористости $e_{\text{кр}}$, т. е. $\lambda_{\max} = (e_0 - e_{\text{кр}}) / (1 + e_0)$.

Величина $e_{\text{кр}}$ может быть оценена по выражениям:

для морских глинистых илов ($r = 0,863$)

$$e_{\text{кр}} = 0,512 + 1,31 (W_0 - W_p) \pm t 0,124;$$

для озерных глинистых илов ($r = 0,875$)

$$e_{\text{кр}} = 0 - 380 + 1,53 (W_0 - W_p) \pm t 0,11.$$

Для всей совокупности слабых глинистых грунтов величина критического коэффициента пористости $e_{\text{кр}}$ может быть определена в зависимости от исходного состояния влажности и плотности ($r = 0,88$) по уравнению вида [95]

$$e_{\text{кр}} = 0,495 + 1,34 (W_0 - W_p) \pm t 0,12.$$

Из анализа парных зависимостей деформационных характеристик следует, что на них преобладающее влияние оказывают параметры, характеризующие поровое пространство илов (e_0 и W_0), консистенцию J_L и плотность ρ . Но кроме этих параметров с деформационными характеристиками имеет значимую связь средней силы ряд других факторов.

В связи с этим представляется правомерным включить в многофакторную модель для установления расчетных значений деформационных характеристик все вышеперечисленные факторы, с которыми существуют достоверные зависимости.

Однако при увеличении числа параметров в уравнении регрессии вырастает не только коэффициент множественной корреляции, но и его ошибка [107].

Целесообразность включения в уравнение множественной регрессии тех или иных аргументов проверяется по критерию Фишера достоверности

коэффициента множественной корреляции и по критерию Стьюдента достоверности коэффициентов линейной регрессии.

Выбор факторов, включаемых в множественное уравнение, предположительно можно производить на основании исследования корреляционной матрицы взаимозависимости факторов с точки зрения той информации, которую вносит в явление каждый фактор по сравнению с совокупностью остальных.

По корреляционной матрице взаимозависимостей факторов видно, что наиболее сильно взаимосвязаны между собой начальный коэффициент пористости e_0 , природная влажность W_0 и плотность грунта ρ , между которыми коэффициент парной корреляции колеблется по абсолютной величине от 0,869 до 0,978.

Следовательно, в множественное уравнение регрессии достаточно включить один из факторов, характеризующих поровое пространство, и ряд других, которые выбираются способом перебора различных вариантов сочетаний факторов. Оптимальным может быть выбран вариант, дающий наиболее высокий коэффициент множественной корреляции при наименьшем числе факторов.

В связи с этим рассмотрим вариант множественной зависимости a_H и K от факторов совокупности W_0, W_T, W_p, H, J_L .

Результаты линейного множественного регрессионного анализа показали следующее.

При рассмотрении зависимостей a_H и K от вектор-строки факторов W_0, W_T, W_p, H, J_L оказалось, что коэффициенты регрессии при них незначимы, так как эмпирические значения критерия Стьюдента их достоверности значительно ниже стандартного. Однако зависимость a_H и K от этих факторов по критерию Фишера достоверности совокупного коэффициента корреляции значима. Подобное несоответствие, вероятно, выявилось в результате взаимосвязанности и коррелированности самих факторов.

Таким образом, включение всех факторов в уравнение регрессии оказалось нецелесообразным, так как получены противоречивые результаты.

Рассмотрение ряда вариантов сочетаний факторов показало, что значимые коэффициенты регрессии получены у следующих достоверных зависимостей:

$$\begin{aligned} a_H &= f(W_0, B); a_H = f(e_0, J_L); K = f(W_0, J_L); K = f(e_0, J_L); \\ a_H &= f(W_0, W_0 \times J_L); a_H = f(e_0, e_0 \times J_L); K = f(W_0, W_0 \times J_L). \end{aligned}$$

Прогнозирование с заданной вероятностью деформационных характеристик a_H (МПа⁻¹) и K (МПа⁻¹) может быть проведено по уравнениям [95]:

$$a_H = 8,58 W_0 + 1,964 J_L - 4,352 \pm t 1,64 \quad \text{при } R_{\text{MH}} = 0,812, \sigma_R = 0,051;$$

$$\begin{aligned}
a_H &= 3,246 e_0 + 1,794 J_L - 4,371 \pm t 1,58 && \text{при } R_{MH} = 0,827, \sigma_R = 0,048; \\
K &= 18,1 W_0 + 5,034 J_L - 5,543 \pm t 5,327 && \text{при } R_{MH} = 0,708, \sigma_R = 0,075; \\
K &= 6,796 e_0 + 4,697 J_L - 5,480 \pm t 5,257 && \text{при } R_{MH} = 0,717, \sigma_R = 0,073; \\
a_H &= (5,25 + 2,32 J_L) W_0 - 1,623 \pm t 1,62 && \text{при } R_{MH} = 0,818, \sigma_R = 0,050; \\
K &= 1,689 + (9,2 + 6 J_L) W_0 \pm t 5,24 && \text{при } R_{MH} = 0,719, \sigma_R = 0,073,
\end{aligned}$$

где t – нормирующий множитель.

Применение многомерного регрессионного анализа на главных компонентах позволило получать надежные статистические выводы.

В результате компонентного анализа на ПЭВМ получены коэффициенты корреляции параметров с главными компонентами и дисперсии, приходящиеся на каждую из них (табл. 5.12).

Таблица 5.12. Матрица коэффициентов корреляции параметров с главными компонентами

Компоненты	Дисперсии компонент, %	Показатели				
		W_0	W_T	W_P	H	J_L
K_I	43,6	+0,191	+0,895	+0,854	+0,334	-0,709
K_{II}	37,5	+0,935	+0,325	+0,214	-0,714	+0,583
K_{III}	12,8	+0,210	-0,203	+0,262	+0,577	+0,388
K_{IV}	5,8	+0,204	+0,218	-0,395	+0,212	-0,046
K_V	0,3	-0,065	+0,070	-0,002	+0,002	+0,070

Анализ таблицы показывает, что первые три компоненты выделяют 93,9% от общей дисперсии признаков. Первую компоненту образуют показатели пластичности и консистенции W_T , W_P , J_L , вторую – природная влажность W_0 , третью – глубина отбора образцов.

По статистическим критериям установлено, что только эти три главные компоненты оказывают достоверное влияние на a_H и K .

Регрессионные уравнения по компонентам:

$$a_H - 4,84 = -0,467 K_I + 1,395 K_{II} + 1,049 K_{III} \pm t 1,67;$$

$$K - 15,2 = -1,405 K_I + 3,136 K_{II} + 2,345 K_{III} + 2,92 K_{IV} \pm t 5,4,$$

где K_I , K_{II} , K_{III} , K_{IV} – главные компоненты, которые при значимых коэффициентах корреляции параметров с компонентами (см. табл. 5.12) определяются по уравнениям:

$$K_I = 4,59 (W_T - 0,63) + 14,44 (W_P - 0,31) + 0,0625 (H - 4,0) - 0,727 (J_L - 1,53);$$

$$K_{II} = 4,51 (W_0 - 0,75) + 1,8 (W_T - 0,63) + 3,9 (W_P - 0,31) - 0,144 (H - 4,0) + 0,645 (J_L - 1,53);$$

$$K_{III} = 8,19 (W_P - 0,31) + 0,2 (H - 4,0) + 0,736 (J_L - 1,53);$$

$$K_{IV} = -18,5 (W_P - 0,31).$$

Таким образом, все рассматриваемые показатели значимо влияют на изменение компрессионных параметров. Анализируя влияние показателей через главные компоненты на компрессионные параметры a_H и K , можно отметить следующее. Естественная влажность и показатель консистенции через все значимые компоненты увеличивают значение a_H и K , что совпадает с выводом по анализу парных зависимостей. Остальные показатели оказывают двойственное влияние: через одни компоненты уменьшают a_H и K , а через другие – увеличивают их.

Проведенный компонентный анализ показал, что положительное устойчивое влияние на a_H и K оказывает начальная природная влажность, являющаяся интегральной характеристикой порового пространства глинистых илов.

5.2.3.2. Параметры степенной компрессионной зависимости

Результаты анализа распределений параметров A , B , N , P_0 степенной компрессионной зависимости приведены в табл. 5.13. В соответствии с критериями согласия (Пирсона χ^2 и Колмогорова λ) распределения этих параметров подчиняются нормальному закону.

В результате регрессионного анализа парных зависимостей получены следующие достоверные линейные зависимости компрессионных параметров: A , B , N , $P_0 = f(e_0)$; A , B , N , $P_0 = f(W_0)$; A , B , N , $P_0 = f(W_0 - W_p)$; A , $B = f(J_L)$, коэффициенты которых приведены в табл. 5.14.

В соответствии со статистическими критериями все зависимости имеют линейный вид при соблюдении однородности остаточных дисперсий вдоль линии регрессии, которые для обобщенного случая могут быть представлены уравнением

$$Y = A + B X \pm t \sigma_y^{\text{ост}} . \quad (5.56)$$

Все параметры степенного уравнения имеют достоверную связь с начальным коэффициентом пористости e_0 и влажностью W_0 , при этом параметры A и P_0 убывают с ростом e_0 и W_0 , а B и N – увеличиваются.

Характер изменения параметров степенной зависимости с увеличением e_0 и W_0 одинаков для торфа и слабых глинистых грунтов.

Таблица 5.13. Параметры распределений компрессионных характеристик слабых глинистых грунтов по степенной зависимости

Параметр X	Критерий соответствия нормальному распределению		Числовые характеристики распределений				Пределы изменения X		
			Среднее \bar{X}	СКО σ_X	Показатели		Мода M_0	min	max
	асимметрии A_S	эксцесса E_X							
A	10,8	0,96	-0,226	0,060	-0,353	4,758	-0,227	-0,453	-0,093
B, (МПа ⁻¹) ^N	9,7	0,92	4,133	0,926	0,180	-0,773	3,95	2,15	5,78
N	10,2	0,84	0,193	0,053	0,939	3,373	0,161	0,098	0,317
P ₀ , кПа	9,9	0,91	5,37	3,33	0,938	1,248	4,7	0,6	16,4

Примечание: 1. Стандартные значения критериев при вероятности $p = 0,95$ $\chi^2_{st} = 12,6$; $\lambda_{st} = 1,36$; 2. СКО – среднеквадратическое отклонение.

В результате линейного множественного регрессионного анализа для параметров получены достоверные уравнения со значимыми коэффициентами регрессии при характеристиках грунта (W_0 , г/г):

$$\begin{aligned}
 A &= 0,231 + 0,346 (W_0 - W_p) - 0,033 J_L \pm t 0,073 && \text{при } R_{MH} = 0,607; F_R = 13,4; \\
 B &= 0,89 + 0,303 J_L + 3,48 W_0 \pm t 0,47 && \text{при } R_{MH} = 0,858; F_R = 64,0; \\
 B &= 1,0 + 0,248 J_L + 1,25 e_0 \pm t 0,44 && \text{при } R_{MH} = 0,87; F_R = 73,8; \\
 N &= 0,16 - 0,015 J_L + 0,07 W_0 \pm t 0,033 && \text{при } R_{MH} = 0,407; F_R = 4,56; \\
 N &= 0,159 - 0,017 J_L + 0,028 e_0 \pm t 0,032 && \text{при } R_{MH} = 0,446; F_R = 5,71.
 \end{aligned}$$

На основе статистического анализа компрессионных характеристик установлено безусловное влияние на них естественного влагосодержания (коэффициента пористости) и степени разложения, а также особенностей состава и структуры торфа по генетической классификации. Доминирующее влияние на компрессионные параметры, несомненно, оказывают такие характеристики порового пространства, как влагосодержание и коэффициент пористости.

Таблица 5.14. Материалы построения регрессионных уравнений параметров степенной зависимости от свойств глинистых грунтов

Параметр компресии, размерность Y_i	Показатель, размерность X	Показатели тесноты связи		Критерии Фишера		Критерий однородности дисперсий $B_{эмп}$	Параметры зависимости (5.56) $Y = A + B X \pm t \sigma_y^{ост}$		
		η	R	достоверности	криволинейности		A	B	$\sigma_y^{ост}$
A	e_0	0,663	-0,611	28,4	1,02	3,2	-0,150	-0,036	0,026
	W_0 , г/г	0,669	-0,601	26,6	1,34	5,1	-0,147	-0,103	0,026
	J_L	0,528	-0,336	7,29	1,68	5,2	-0,198	-0,016	0,030
	W_0-W_p , г/г	0,695	-0,653	35,0	0,94	4,9	-0,172	-0,118	0,025
B (МПа ⁻¹) ^N	e_0	0,866	0,852	124,2	0,86	1,9	1,14	1,377	0,470
	W_0 , г/г	0,845	0,824	98,7	1,04	2,8	1,106	3,85	0,509
	J_L	0,627	0,501	15,74	2,01	5,4	3,02	0,60	0,777
	W_0-W_p , г/г	0,844	0,821	97,5	1,15	3,2	2,215	4,10	0,520
N	e_0	0,512	0,320	5,51	1,87	4,8	0,145	0,02	0,034
	W_0 , г/г	0,491	0,297	4,63	1,74	5,2	0,146	0,056	0,034
	W_p , г/г	0,486	0,389	8,36	1,30	4,6	0,103	0,28	0,33
P_0 , кПа	e_0	0,511	-0,319	5,34	1,86	5,1	9,38	-1,936	3,19
	W_0 , г/г	0,490	-0,309	4,94	1,64	4,8	9,45	-5,45	3,20
	W_p , г/г	0,489	-0,329	5,72	1,48	4,6	8,036	-6,12	3,18

Примечание. Табличные значения стандартных критериев при вероятности 0,95: достоверности Фишера $F_{st} = 4,06$; криволинейности Фишера $F_{st} = 2,25$; однородности дисперсий Пирсона $\chi_{st}^2 = 7,8$.

5.3. Деформационные свойства торфяных залежей

5.3.1. Определение модуля общей деформации по результатам натурного обследования насыпей дорог на болотах

Для торфяных залежей создать напряженное состояние, аналогичное состоянию под насыпью как в лабораторных условиях [1, 24, 37, 70], так и при испытаниях штампами, практически невозможно из-за их ограниченных размеров и воздействия других факторов. В связи с этим правомерна постановка вопроса об определении деформационных характеристик торфяных залежей по результатам обследования насыпей дорог, рассматриваемых как гибкие штампы естественных размеров.

При этом конструктивная схема насыпи заменяется широко известной расчетной схемой в виде гибкой условной прямоугольной полосы шириной $2a$ с равномерно распределенной нагрузкой P . Расчетная схема позволяет определять деформационную характеристику торфяной залежи осредненно по ширине полосы для среднего ее сечения.

При использовании этой расчетной схемы в виде равномерно распределенной прямоугольной полосовой нагрузки шириной $2a$ для расчета модуля общей деформации применима формула из теории механики грунтов, предложенная М.И. Горбуновым-Посадовым [22] для случая ограниченной мощности сжимаемого слоя. Но поскольку определение коэффициента поперечного расширения μ вызывает значительные трудности, то предложено определять величину $E_{об} / (1 - \mu^2)$, которой А.А. Ткаченко [85] дал название модуля остаточной осадки, а П.А. Дрозд – модуля общей деформации в условиях ограниченной возможности бокового расширения [24]:

$$E_{об} / (1 - \mu^2) = 2a P \omega / S_K, \quad (5.57)$$

где a – полуширина полосовой прямоугольной нагрузки;

P – удельная нагрузка на основание;

ω – коэффициент, зависящий от отношения H / a ;

S_K – осадка насыпи по оси.

В общем виде относительный модуль общей деформации есть отношение удельной нагрузки к относительной деформации при заданных условиях нагружения и влияния других факторов. При схеме конечной толщины в условиях насыпей на болотах за мощность сжимаемого слоя можно принять глубину болота H , а интегральное значение действующего напряжения, которое при данных условиях нагружения и H вызывает осадку S_K , учитывается коэффициентом $\omega = f(a / H_T)$.

Коэффициент ω берется для слоя конечной толщины при отсутствии сил трения между грунтом и несжимаемым основанием по решению К.Е. Егорова и О.Я. Шехтер [117], который в нашей аппроксимации аналитически может быть определен по выражению (2.11) (см. с. 41).

С учетом этого предложения выражение (5.57) примет вид

$$E_{об} / (1 - \mu^2) = H P \omega / S_K. \quad (5.58)$$

Постоянная составляющая удельной нагрузки P от воздействия насыпи принимается в зависимости от степени осушения болота по выражениям табл. 2.2 (см. с. 39).

Принимаем, что работа уплотненной торфяной залежи под временной нагрузкой из-за кратковременности ее воздействия происходит в основном в зоне упругих деформаций и малой доли остаточных деформаций, т. е. влияние временной нагрузки от подвижного состава учитывает модуль $E_{об} / (1 - \mu^2)$.

Для насыпей с мощностью насыпного слоя $h_0 + S_K \geq 3,5$ м, что характерно для дорог широкой колеи, влиянием временной нагрузки, по данным Г.Г. Коншина [62], можно пренебречь. С другой стороны, учитывая влияние временной подвижной нагрузки, например, по предложениям А.С. Королева или А.А. Ткаченко, мы не можем учесть влияние нагрузок от техники в строительный период и компенсацию части внешнего давления структурной прочностью торфа. Особенно это характерно для насыпей на осушенной торфяной залежи.

Поскольку практически не представляется возможным оценить влияние всего комплекса факторов нагружения, то целесообразно учитывать их деформационной характеристикой, которую можно назвать обобщенным модулем общей деформации E^* .

Для определения модуля $E^* = E_{об} / (1 - \mu^2)$ необходимы данные обследования насыпей дорог: h_H , S_K – высота и осадка насыпи по оси соответственно, м; h_0 – глубина осушения, м; H – глубина залежи по оси, м; a – полуширина полосовой прямоугольной нагрузки интенсивностью P , м; фактическая величина, определяется по выражению (1.24)

$$2a = F / (h_H + S_K)$$

или приближенно (расчетная величина, количественное и статистическое обоснование которой приводится ранее (см. выражение (1.25)):

$$2a = b + mh_H,$$

где F – полная площадь поперечного сечения насыпи, м²;

b – ширина основной площадки земляного полотна, м;

m – заложение откосов насыпи.

Определение F требует разбуривания и построения поперечных профилей, тогда как определение $2a$ по (1.25) возможно по конструктивным параметрам насыпи.

Привлечение для расчета модуля E^* материалов обследования насыпей, приведенных в работе К.С. Ордуянца [64], возможно за счет исполь-

зования зависимостей, описывающих геометрическое очертание подземной части насыпи, которые статистически обоснованы выше.

Объектами исследования являлись участки железных дорог на болотах в центральных и северных областях европейской части России, в Западной Сибири и на Урале, а также участки автомобильных дорог на болотах Западной Сибири. При бурении скважин в теле насыпи пройдено около 5 тысяч погонных метров. Проанализировано поперечных профилей колеи 750 мм – 240 штук, колеи 1520 мм – 197 штук, автодорог – 16. Так-же привлечены к обработке данные К.С. Ордуянца в количестве 312 поперечников колеи 1524 мм [64].

Определялись: геометрическое очертание насыпи (глубина болота H , высота насыпи h_n , глубина осушения h_o , конечная осадка S_k , полная площадь поперечного сечения F и площадь насыпи ниже уровня болота $F_{п.ч.}$), расчетная ширина равномерно распределенной нагрузки $2a$, естественное влагосодержание W_o и степень разложения R , прочностные характеристики залежи τ и P_q , удельная нагрузка от тела насыпи P . Эти параметры изменялись в широких пределах: H – от 0,7 до 6 м; S_k – от 0,2 до 4,5 м; мощность насыпного слоя $Y = (h_n + S_k)$ – от 0,4 (узкая колея) до 8,0 м (широкая колея); отношение a/H – от 0,3 до 3,7 (узкая колея), от 1,5 до 4,5 (автодороги) и от 0,8 до 7,6 (широкая колея); W_o – от 3,8 до 18 г/г; R – от 5 до 55%, τ – от 8 до 30 кПа; P_q – от 50 до 300 кПа; P – от 8 до 48 кПа (узкая колея), от 31 до 47 кПа (автодороги) и от 30 до 117 кПа (широкая колея). Примерно по 440 поперечникам определялись физико-механические характеристики торфяной залежи, которая была представлена практически всеми типами по классификации Московского торфяного института.

Анализ данных обследования поперечных профилей насыпей дорог показывает наличие неосушенных и осушенных торфяных залежей. Осушенные торфяные залежи характерны в основном для железных дорог узкой колеи. При этом можно выделить два случая по степени осушения:

глубина осушения меньше величины конечной осадки ($h_o < S_k$);

глубина осушения превышает величину конечной осадки ($h_o > S_k$).

Для статистического анализа обобщенного модуля деформации E^* использованы результаты расчета по объектам обследования, характеристика которых приведена в монографии автора [110]. Исследования выполнены по методике полного статистического анализа. Выполнены исследования распределений параметров торфяных залежей и зависимостей E^* от них.

Статистический анализ рядов распределений величин E^* , P , H , a/H , W_o , R , P_q , τ по объектам исследования показал: распределение E^* по объектам, как правило, имеет правостороннюю асимметрию и отрицательный эксцесс; по соотношению эмпирических и теоретических критериев согласия все распределения подчиняются закону Грамма-Шарлье.

В результате статистического анализа рядов распределения параметров по неосушенным и осушенным залежам установлено следующее. В соответствии с критериями согласия нормальному закону подчиняется большинство параметров. Исключением для неосушенных залежей является внешнее давление P , эмпирическое распределение которого характеризуется отрицательным эксцессом, т. е. двухвершинностью. Это объясняется включением в одну выборку данных по узкой и широкой колеям железных дорог, которые из-за своих конструктивных размеров имеют различие в величинах нагрузок от насыпей, что подтверждает распределения нагрузок для осушенных залежей, которые не противоречат нормальному закону и данные по которым представлены узкой колеей.

Результаты расчета обобщенного модуля деформации E^* по единой методике позволяют найти парные корреляционные связи по каждому из объектов, а также по объектам обследования широкой и узкой железнодорожной колеи на неосушенных и осушенных торфяных залежах.

По всем выборкам зависимость $E^* = f(P)$ существует, и при этом с ростом P величина E^* увеличивается. В соответствии с корреляционно-регрессионным анализом модуль E^* увеличивается также с возрастанием параметров H , R , τ и P_q и уменьшается с увеличением a/H .

Между E^* и прочностными характеристиками P_q и τ , характеризующими средневзвешенные значения по глубине залежи, наблюдается положительная корреляционная связь (для P_q – значимая, а для τ – незначимая). Поскольку незначимость коэффициента корреляции может возникать из-за криволинейности связи, а не из-за ее отсутствия, то окончательный вывод о наличии связи можно будет сделать только после дальнейшего статистического анализа.

При увеличении P происходит смещение центров распределений E^* в сторону больших величин. Однородность условных дисперсий наблюдается для двух интервалов: $P < 0,045$ МПа и $P \geq 0,045$ МПа.

Дальнейший анализ зависимости $E^* = f(P)$ показал существование четырех интервалов P , в которых существует различная интенсивность изменения E^* с ростом P . Первый интервал при $P < 0,02$ МПа, на котором происходит самое интенсивное возрастание E^* . На втором интервале $0,02 \leq P \leq 0,04$ МПа интенсивность значительно снижается. На интервале $0,04 < P \leq 0,06$ МПа интенсивность увеличения E^* с ростом P повышается, а на интервале $P > 0,06$ МПа снова несколько уменьшается.

Перелом зависимости $E^* = f(P)$ при $P \approx 0,02$ МПа может быть объяснен влиянием структурной прочности, которая для залежей в этом интервале нагружения будет примерно равна данной величине давления, а интервал давлений $P \approx 0,02$ МПа охватывает насыпи узкой колеи на осушенных залежах.

Статистический анализ зависимостей $E^* = f(P)$ по интервалам P показал линейность зависимостей, их достоверность, а также однородность условных дисперсий для каждого интервала.

Результаты статистического анализа зависимостей $E^* = f(P)$ по интервалам a/H , приведенные в табл. 5.15, показали на достоверность и линейность этих зависимостей при соблюдении однородности условных дисперсий. Существующий разброс точек можно объяснить тем, что не были учтены физико-механические свойства торфяной залежи, ее стратиграфия и строение. Поскольку на обобщенный модуль деформации залежей влияют не только внешняя нагрузка и напряженное состояние, но и физико-механические свойства торфяной залежи, ее стратиграфия, а также степень осушенности, то дальнейший анализ зависимостей $E^* = f(P, a/H, W_o, R)$ целесообразно проводить для типов залежей в зависимости от степени осушения.

Для оценки и прогноза E^* могут быть использованы для осушенных залежей (т. е. по узкой колее) зависимости, полученные ранее по интервалам $P = \text{const}$ и $a/H = \text{const}$ (см. табл. 5.15). Для неосушенных залежей, кроме P , на E^* существенное влияние оказывают другие параметры, в том числе естественное влагосодержание и степень разложения торфяной залежи.

Выявление степени влияния каждого параметра на E^* может быть проведено методами многофакторного анализа. Взаимосвязь параметров приведена в виде корреляционных матриц в [110], по которым, используя методику множественного регрессионного анализа, можно получить множественные уравнения регрессии.

Многофакторные регрессионные уравнения $E^* = f(P, H, W_o, R)$ и $E^* = f(P, a/H, W_o, R)$ для неосушенной залежи со значимыми коэффициентами регрессии имеют вид

$$E^* = 46,69 + 1,149 P + 4,82 H - 3,97 W_o + 0,953 R \pm t 27,4; \quad R_{\text{MH}} = 0,829;$$

$$E^* = 54,63 + 1,342 P - 3,534 a/H - 3,97 W_o + 1,06 R \pm t 27,6; \quad R_{\text{MH}} = 0,826;$$

$$E^* = 39,23 + 1,259 P - 3,08 W_o + 1,236 R \pm t 27,59; \quad R_{\text{MH}} = 0,825,$$

где E^* – обобщенный модуль общей деформации, кПа;

P – внешняя нагрузка, кПа;

W_o – средневзвешенное влагосодержание торфяной залежи, г/г;

t – нормирующий множитель.

Полученные зависимости подтверждают наличие и характер парных связей E^* с переменными для неосушенной торфяной залежи. Для осушенной торфяной залежи в обоих случаях влияние W_o и R на E^* оказалось недостоверным, так как коэффициенты регрессии при них незначимы.

Регрессионные уравнения могут быть представлены следующим образом:

для $h_o \geq S_K$ (при $R_{MH} = 0,761$)

$$E^* = (18,92 H - 4,29) + (1,789 - 0,3872 H) P \pm t 11,81;$$

для $h_o < S_K$ ($R_{MH} = 0,761$)

$$E^* = 99,54 - 74,3 a/H + (2,728 a/H - 0,983) P \pm t 9,64.$$

Анализ полученных выше результатов показывает, что в узких интервалах одного из параметров торфяной залежи зависимость $E^* = f(P)$ может быть принята в линейном виде: $E^* = A + B P$. Это правомерно для неосушенных залежей также по интервалам предельного сопротивления сдвигу по крыльчатке τ и сопротивления погружению конуса при статическом зондировании P_g . Наблюдается изменение коэффициентов A и B линейного уравнения с увеличением средневзвешенных параметров P_g и τ торфяной залежи. Зависимости $E^* = f(P, \tau)$ и $E^* = f(P, P_g)$ согласно [102] будут иметь вид

$$E^* = 37 + 55 P_g + (0,84 + 3,416 P_g)P \pm t 30,4, \quad R_{MH} = 0,782;$$

$$E^* = 53 + 620 \tau + (0,82 + 37,36 \tau)P \pm t 34, \quad R_{MH} = 0,714,$$

причем E^* , P измеряются в кПа; P_g , τ – в МПа.

По результатам построения множественных уравнений регрессии для типа подтипов залежей получены достоверные зависимости E^* от параметров $E^* = f(P, a/H, H, W_o, R)$; $E^* = f(P, P_q)$ (для низинной топяной залежи) и $E^* = f(P, \tau, a/H)$; $E^* = f(P, P_q)$; $E^* = f(P, W_o)$ (для низинной лесотопяной залежи) [45, 110].

Зависимости имеют вид:

для неосушенной низинной топяной залежи

$$E^* = 44,73 + 1,053 P + 14,38 H - 10,3 a/H - 15,3 W_o + 2,126 R \pm t 14,3; \quad R_{MH} = 0,922;$$

$$E^* = (0,443 P_q - 19,4) + 1,361 P \pm t 23,1; \quad R_{MH} = 0,742;$$

для неосушенной низинной лесотопяной залежи

$$E^* = 19,2 + 2,618 \tau - 5,83 a/H + 1,416 P \pm t 27,7; \quad R_{MH} = 0,687$$

$$E^* = 14,2 + 0,324 P_q + 1,133 P \pm t 28,1; \quad R_{MH} = 0,669.$$

Таблица 5.15. Результаты статистического анализа зависимостей $E^* = f(P)$ по интервалам a/H

Количество определений	Показатели тесноты связи		Критерии Фишера				Критерий однородности дисперсий		Регрессионные зависимости	Пределы применимости
			достоверности		криволнейности					
	η	r	$F_{\text{эмп}}$	$F_{\text{ст}}$	$F_{\text{эмп}}$	$F_{\text{ст}}$	$B_{\text{эмп}}$	$\chi^2_{\text{ст}}$		
104	0,279	0,081	0,79	1,95	0,82	2,00	0,9	7,8	$E^* = 0,0746 \pm t^* 0,0125$	$a/H < 0,7$ $P > 0,02$ МПа $P < 0,045$ МПа
175	0,463	0,414	35,8	3,90	0,88	1,85	16,8	16,9	$E^* = 0,0166 + 2,649 P \pm t^* 0,0154$	$a/H < 1,3$ $P \leq 0,02$ МПа
82	0,850	0,843	1958	3,98	0,42	2,00	8,3	7,8	$E^* = 0,0487 + 1,255 P \pm t^* 0,0194$	$0,7 < a/H < 1,3$ $0,02 < P < 0,11$ МПа
215	0,618	0,597	1180	3,88	0,95	1,85	9,6	18,3	$E^* = 0,0306 + 1,236 P \pm t^* 0,0128$	$a/H > 1,3$ $P \leq 0,04$ МПа
125	0,620	0,611	73,1	3,92	0,80	1,98	10,9	14,1	$E^* = 0,0288 + 1,643 P \pm t^* 0,0314$	$a/H > 1,3$ $0,04 < P < 0,11$ МПа

Примечание. E^* , P – в МПа.

Проведенный статистический анализ рядов распределений и зависимостей E^* от физико-механических и геометрических параметров позволяет сделать *выводы*:

распределение E^* в общей совокупности не подчиняется нормальному закону, а имеет значительную правостороннюю асимметрию, из-за чего оно ближе к закону Грамма-Шарлье;

распределение E^* по интервалам $P = \text{const}$ подчиняется закону нормального распределения;

по интервалам P выявлены достоверные линейные зависимости $E^* = f(P)$ при соблюдении однородности условных дисперсий. При этом наблюдаются три характерные точки по оси P : $P \cong 0,02$ МПа, $P \cong 0,04$ МПа, $P \cong 0,06$ МПа;

учет напряженного состояния залежи позволил найти достоверные линейные зависимости $E^* = f(P)$ при соблюдении однородности условных дисперсий по интервалам:

$$a/H < 1,3; P \leq 0,02 \text{ МПа};$$

$$0,7 < a/H < 1,3; 0,02 < P < 0,11 \text{ МПа};$$

$$a/H > 1,3; P \leq 0,04 \text{ МПа};$$

$$a/H > 1,3; 0,04 < P < 0,11 \text{ МПа};$$

для осушенных залежей наблюдаются достоверные зависимости E^* от нагрузки и конструктивных параметров;

для неосушенных залежей также существует значимая связь с физико-техническими характеристиками W_0 R ;

методы многомерного регрессионного анализа позволили построить для неосушенной и осушенных залежей значимые многомерные регрессионные уравнения для E^* . Выявлено постоянное влияние P на E^* , т. е. возрастание P во всех случаях вызывает увеличение E^* ;

проведенный статистический анализ позволяет записать в общем виде зависимость обобщенного модуля общей деформации от внешней нагрузки P :

$$E^* = A + BP \pm t \sigma_{E^*},$$

где A , B – параметры, зависящие от геометрических характеристик насыпи и физико-механических свойств торфяной залежи;

для осушенных залежей (при $h_0 < S_k$ или $h_0 \geq S_k$) существенного различия между E^* по выборкам для топяного или лесотопяного подтипов не наблюдалось, поэтому прогнозирование E^* можно вести для залежей при $h_0 < S_k$ и $h_0 \geq S_k$, не учитывая стратиграфию;

для неосушенных залежей средние значения по выборкам различаются значимо для типов подтипа залежей, поэтому прогнозирование E^* можно вести в зависимости от P и физико-механических свойств торфяных залежей при учете ее типа и подтипа.

Полученные регрессионные зависимости позволяют прогнозировать деформационные свойства осушенных и неосушенных торфяных залежей под насыпями железных и автомобильных дорог в зависимости от внешней нагрузки, напряженного состояния, стратиграфии и физико-механических свойств торфяной залежи.

Определенный интерес представляет взаимосвязь между деформационными характеристиками торфа, полученными при компрессионных испытаниях и по результатам натурного обследования торфяных залежей под насыпями дорог [110].

5.3.2. Установление величины коэффициента поперечного расширения торфяного основания под насыпями дорог

При расчете конечных осадок насыпей дорог на болотах необходимо знать величину коэффициента поперечного расширения торфа в условно-стабилизированном состоянии $\mu_{ст}$. Определение коэффициента $\mu_{ст}$ торфа производили с помощью лабораторных (стабилометрические, компрессионные) испытаний [1, 37], полевых штамповых опытов, а также по фактическим деформациям торфяного основания под объектами (насыпями) натуральных размеров [30, 35, 86, 92].

По результатам лабораторных компрессионных испытаний образцов торфа А.С. Королев [37] получил зависимость $\mu_{ст}$ от начального коэффициента пористости e_0

$$\mu_{ст} = (0,76 - 0,029 e_0) / (1,76 - 0,029 e_0) .$$

Рассмотрим возможность расчета коэффициента поперечного расширения торфяной залежи при условии сопоставимости ее деформационных свойств, оценка которых проведена по результатам натурного обследования насыпей, рассматриваемых как гибкие штампы естественных размеров, и по данным компрессионных испытаний.

Предположим, что деформационные свойства торфяной залежи не зависят от способа их определения, т. е. значение модуля деформации в результате полевых и лабораторных испытаний одно и то же. При компрессионных испытаниях относительный модуль общей деформации $E_{об}$ определяют исходя из теоретических положений теории упругости и механики грунтов по зависимости (4.1) (см. с. 90):

$$E_{об} = \beta / a_{сж},$$

где $\beta = [1 - 2\mu_{ст}^2 / (1 - \mu_{ст})]$;

$\mu_{ст}$ – коэффициент поперечного расширения в стабилизированном состоянии.

По результатам натурного обследования насыпей дорог на болотах определяют обобщенный модуль общей деформации $E^* = E_{об} / (1 - \mu_{ст}^2)$ для

сжимаемого слоя ограниченной мощности, равного глубине болота H , от воздействия равномерно распределенной нагрузки в виде гибкой условной прямоугольной полосы шириной $2a$ (см. зависимость (5.58)).

Приравнивая значения относительных модулей общей деформации $E_{об}$ из этих выражений и решая относительно $\mu_{ст}$, получим уравнение

$$\mu_{ст}^3 + A \mu_{ст}^2 + B \mu_{ст} - C = 0, \quad (5.59)$$

где $A = (2 / a_{сж} - E^*) / E^*$; $B = C = (1 / a_{сж} - E^*) / E^*$.

Все коэффициенты представляют собой относительные безразмерные величины, а между коэффициентами A и B правомерно соотношение

$$B = (A - 1) / 2. \quad (5.60)$$

Из совместного анализа уравнения (5.59) и соотношения (5.60) следует, что действительный корень уравнения (5.59) расположен на отрезке $[-0,5 \dots +0,5]$. При этом он не принимает крайних значений ни при каком соотношении E^* и $a_{сж}$. Анализируя зависимость (5.59), получим $\mu_{ст} = 0$ при $E^* = 1/a_{сж}$, а при $E^* \leq 1/a_{сж}$ значение $\mu_{ст}$ расположено в интервале $0 \leq \mu_{ст} < 0,5$.

Для расчета величины $\mu_{ст}$ торфяного основания использовались данные обследования участков автомобильных и железных дорог широкой и узкой колеи, построенных на болотах Западной Сибири, Урала, в центральных и северо-западных регионах Европейской части России. Общий объем обследования с определением физико-механических характеристик торфяной залежи составил около 380 поперечников, из которых 30 поперечников с отбором образцов и проведением компрессионных испытаний.

Для нахождения величины $\mu_{ст}$ по каждому поперечнику необходимо знать значения E^* и коэффициента относительной сжимаемости $a_{сж}$ для данного строения торфяной залежи. Величина E^* определена по результатам натурного обследования для каждого поперечника (см. п. 5.3.1).

Значение коэффициента $a_{сж}$ для залежи может быть определено: для торфяной залежи однородного сложения – по результатам компрессионных испытаний образцов торфа по гиперболической зависимости (5.17) или по регрессионным зависимостям от физико-механических свойств.

для неоднородной по сложению торфяной залежи – по выражению (5.40).

Величину стабилизированного коэффициента поперечного расширения $\mu_{ст}$ можно рассчитывать исходя из средневзвешенных физико-технических характеристик залежи (естественного влагосодержания и степени разложения).

Для осушенных торфяных залежей величина относительного коэффициента сжимаемости $a_{сж}$ определялась по средневзвешенному коэффициенту пористости.

Для неосушенной залежи наблюдается уменьшение коэффициента $\mu_{ст}$ с увеличением давления P , естественного начального влагосодержания W_o , глубины болота H , предельного сопротивления проникновению конуса P_q . Результаты статистического анализа парных зависимостей $\mu_{ст}$ с рядом параметров свидетельствуют о достоверности прямолинейных уравнений $\mu_{ст}$ с P , P_q , H , W_o при соблюдении однородности условных дисперсий.

Теснота связи $\mu_{ст}$ с параметрами слабая при наибольшем коэффициенте корреляции $r = -0,410$ для зависимости $\mu_{ст} = f(W_o)$ вида

$$\mu_{ст} = 0,421 - 0,015 W_o \pm t 0,072. \quad (5.61)$$

По методике множественного линейного регрессионного анализа для неосушенной залежи получена зависимость $\mu_{ст}$ от P (МПа) и W_o с коэффициентом множественной корреляции $R_{МН} = 0,53$:

$$\mu_{ст} = 0,515 - 1,178 P - 0,0167 W_o \pm t 0,069, \quad (5.62)$$

а для неосушенной низинной залежи топяного подтипа – зависимость вида

$$\mu_{ст} = 0,548 - 1,855 P - 0,75 P_g \pm t 0,046, \quad R_{МН} = 0,666,$$

причем P , P_g измеряются в МПа.

В зависимостях (5.61) и (5.62) влагосодержание W_o имеет размерность г/г.

Определив с теоретических позиций величину $\mu_{ст}$ для каждого поперечника торфяной залежи по компрессионным испытаниям, можно найти относительный и абсолютный модули общей деформации, которые будут удовлетворять условию сопоставимости лабораторных и полевых испытаний.

Относительный модуль общей деформации $E_{об}$ можно рассчитать по формуле (5.1), учитывая результаты исследований [48]:

$$E_{об} = \beta / a_{сж} \quad \text{или} \quad E_{об} = \beta (1 + K P) / a_{сж}. \quad (5.63)$$

Используя зависимость (5.2), можно определить коэффициент относительной сжимаемости [48], т. е. $a_o = d\lambda/dP$:

$$A_o = a_n / (1 + K P)^2 = a_{сж}^2 / a_n.$$

Абсолютный модуль общей деформации E_a при сохранении нелинейной зависимости между напряжениями и деформациями согласно [48, 110]

$$E_a = \beta / a_o = \beta a_n / a_{сж}^2 = \beta (1 + K P)^2 / a_n. \quad (5.64)$$

В соответствии с критериями согласия χ^2 и λ_k распределения $E_{об}$ и E_a удовлетворяют нормальному закону и Грамма-Шарлье. Полученные параметры кривых распределения по основным подтипам торфяных залежей позволяют вести в инженерных расчетах прогнозирование деформационных свойств залежей с заданной вероятностью.

Анализ парных зависимостей $E_{об}$ от ряда параметров (давления, глубины болота, начального влагосодержания, степени разложения) показывает их достоверность и линейность. Увеличение $E_{об}$ наблюдается при росте P , H , R , а уменьшение – при увеличении W_0 . По результатам анализа корреляционных матриц наблюдается сильная связь E_a с P и связь средней силы с H , а с W_0 и R связь очень слабая и незначимая.

На основе статистического анализа достоверные однофакторные зависимости деформационных характеристик μ , $E_{об}$, E_a от ряда параметров неосушенной торфяной залежи как в целом, так и по ее подтипам могут быть представлены уравнением прямой, коэффициенты которого приведены в табл. 5.16:

$$Y = A + BX \pm t \sigma_y, \quad (5.65)$$

Степень влияния каждого параметра на $E_{об}$ и E_a оценим методами многофакторного анализа. Результаты статистических расчетов множественных уравнений регрессии для $E_{об}$ и E_a приведены в табл. 5.17.

В полученных уравнениях коэффициенты регрессии значимы во всех случаях при параметре P , что подтверждает вид парных зависимостей.

Для модуля общей деформации $E_{об}$ получены следующие многофакторные зависимости со значимыми коэффициентами регрессии:

для неосушенной торфяной залежи

$$E_{об} = 24,1 - 0,0261 W_0 + 0,835R + 4,73H + 1,2P \pm t 26,7; \quad R_{мн} = 0,826;$$

неосушенной низинной залежи лесотопяного подтипа

$$E_{об} = 0,42 + 0,344 P_g + 1,095 P \pm t 29,7; \quad R_{мн} = 0,653;$$

неосушенной низинной залежи топяного подтипа

$$E_{об} = (0,465 P_g - 36,5) + 1,376 P \pm t 22,8; \quad R_{мн} = 0,759,$$

причем $E_{об}$, P_g , P – в кПа; W_0 – в г/г; H – в м; R – в %.

В связи с тем, что большинство многофакторных моделей, построенных на основе классического регрессионного анализа, имеет при ряде параметров незначимые коэффициенты регрессии, следует применять метод главных компонент для построения многофакторных регрессионных моделей [30,60,66,107].

Таблица 5.16. Коэффициенты зависимости (5.65)

Подтип торфяной залежи	Деформационная характеристика (У)	Параметр залежи X	Коэффициент корреляции r	Критерий Фишера достоверности		Параметры уравнения (5.65)		
				эмпирический	стандартный	A	B	σ_y
Низинная лесотопяная	$\mu_{ст}$	P_q , МПа	-0,416	10,3	4,04	0,415	-0,701	0,074
		W_0 , г/г	-0,333	6,1	4,04	0,418	-0,018	0,076
	$E_{об}$, кПа	P , кПа	0,494	15,8	4,04	46	1,252	33,5
		P_q , кПа	0,493	15,8	4,04	80,7	0,393	33,8
		R , %	0,376	8,1	4,04	76	2,03	35,6
		H , м	0,571	23,7	4,04	97	14,4	31,6
	E_a , кПа	P , кПа	0,721	80,1	4,04	-53	4,68	67,9
		P_q , кПа	0,384	9,4	4,04	187	0,765	90,5
		H , м	0,733	83,2	4,04	143	52,05	66,7
	Низинная топяная	$\mu_{ст}$	P_q , кПа	-0,529	8,9	4,28	0,393	-0,586
R , %			-0,534	9,2	4,28	0,450	-0,005	0,050
$E_{об}$, кПа		P_q , кПа	0,544	9,7	4,28	76	0,371	28,6
		W_0 , г/г	-0,479	6,9	2,66	211	-11,7	29,5
		R , %	0,613	13,8	4,28	36	3,2	26,5
		μ	-0,846	57,7	4,28	275	481	17,9
E_a , кПа		P , кПа	0,781	67,8	4,28	-30	4,052	44,7
		H , м	0,551	10,3	4,28	170	31,3	59,7
Низинная лесная	$\mu_{ст}$	W_0 , г/г	-0,681	9,5	4,84	0,506	-0,027	0,042
	$E_{об}$, кПа	H , м	0,678	9,4	4,84	51,5	38,6	24,0
	E_a , кПа	H , м	0,669	9,2	4,84	-1,4	146,7	93
Торфяная залежь в целом	$\mu_{ст}$	P , кПа	-0,273	8,6	3,92	0,388	-1,05	0,076
		P_q , кПа	-0,214	5,1	3,92	0,365	-0,304	0,077
		W_0 , г/г	-0,410	21,4	3,92	0,421	-0,015	0,072
	$E_{об}$, кПа	P , кПа	0,772	183	3,92	28,1	1,404	29,5
		W_0 , г/г	-0,312	13,4	3,92	169	-6,9	44,2
		R , %	0,458	32,9	3,92	52	2,23	41,4
		H , м	0,461	33,4	3,92	72	15,5	41,3
	E_a , кПа	P , кПа	0,870	213	3,92	8,4	3,826	62,2
H , м		0,546	74,2	3,92	84,7	59,1	106	

Таблица 5.17. Результаты анализа множественных уравнений регрессии модулей общей деформации $E_{об}$ и E_a торфяных залежей

Параметр	Коэффициент корреляции		Коэффициент уравнения B_i	Среднеквадратическое отклонение коэффициента уравнения σ_{B_i}	Критерий Стьюдента достоверный t_{B_i}	Свободный член ϵ_0 (кПа)	Коэффициент множественной корреляции $R_{мн}$
	парный r	частный ρ					
1	2	3	4	5	6	7	8
Неосушенная торфяная залежь (137 поперечников)							
1) $E_{об} = f(P, H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,772	+0,706	1,158	0,099	11,7	22,1 26,6	0,826
H , м	+0,461	+0,256	5,582	1,802	3,1		
W_o , г/г	-0,312	-0,159	-2,634	1,394	1,89		
R , %	+0,458	+0,216	0,819	0,316	2,60		
2) $E_{об} = f(P, a/H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,772	+0,761	1,368	0,10	13,7	29,8 26,9	0,822
a/H	+0,198	-0,208	-3,65	1,46	2,49		
W_o , г/г	-0,312	-0,138	-2,278	1,4	1,63		
R , %	+0,458	+0,244	0,935	0,32	2,95		
3) $E_{об} = f(P, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,772	+0,755	1,277	0,094	13,62	22,7 27,4	0,812
W_o , г/г	-0,312	-0,120	-2,016	1,41	1,43		
R , %	+0,458	+0,243	0,954	0,321	2,97		
4) $E_{об} = f(P, H, a/H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,772	+0,609	1,201	0,134	8,99	24,10 26,69	0,826
H , м	+0,461	+0,157	4,727	2,541	1,86		
a/H	+0,198	-0,041	-0,972	2,039	0,48		
W_o , г/г	-0,312	-0,157	-2,609	1,394	1,87		
R , %	+0,458	+0,219	0,835	0,318	2,63		
Неосушенная низинная залежь лесотопяного подтипа							
$E_{об} = f(P, P_g)$, кПа							
P , кПа	+0,494	+0,492	1,095	0,264	4,15	0,42 29,7	0,653
P_g , кПа	+0,493	+0,491	0,344	0,083	4,14		
Неосушенная низинная залежь топяного подтипа							
$E_{об} = f(P, P_g)$, кПа							
P , кПа	+0,312	+0,631	1,376	0,332	4,14	-36,5 22,8	0,759
P_g , кПа	+0,544	+0,728	0,465	0,086	5,42		

Окончание табл. 5.17

1	2	3	4	5	6	7	8
Осушенная торфяная залежь ($h_o < S_K$)							
1) $E_{o6} = f(P, H, a/H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,605	+0,575	1,139	0,216	5,26	206,5 9,87	0,654
H , м	+0,280	-0,037	-0,767	2,789	0,28		
a/H	-0,154	-0,121	-9,495	10,372	0,92		
W_o , г/г	+0,168	+0,022	0,217	1,283	0,17		
R , %	-0,200	-0,251	-0,714	0,368	1,94		
2) $E_a = f(P, H, a/H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,794	+0,787	3,131	0,328	9,55	30,27 14,95	0,842
H , м	+0,347	-0,056	-1,786	4,219	0,42		
a/H	-0,147	-0,076	-8,924	15,705	0,57		
W_o , г/г	+0,273	+0,234	3,499	1,942	1,80		
R , %	-0,211	-0,322	-1,419	0,557	2,55		
Осушенная торфяная залежь ($h_o > S_K$)							
1) $E_{o6} = f(P, H, a/H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,426	+0,257	0,583	0,224	2,61	-287,2 12,95	0,726
H , м	+0,676	+0,388	12,58	3,052	4,12		
a/H	-0,604	-0,069	-2,834	4,161	0,68		
W_o , г/г	+0,110	-0,216	-2,266	1,045	2,17		
R , %	-0,067	+0,128	0,394	0,311	1,27		
2) $E_a = f(P, H, a/H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,617	+0,489	1,660	0,303	5,50	-415,3 17,51	0,797
H , м	+0,721	+0,385	16,88	4,13	4,09		
a/H	-0,606	-0,054	-2,955	5,628	0,53		
W_o , г/г	+0,283	-0,062	-0,863	1,141	0,61		
R , %	-0,188	+0,094	0,387	0,420	0,92		
Неосушенная торфяная залежь							
$E_a = f(P, H, a/H, W_o, R)$, кПа							
P , кПа	+0,870	+0,759	3,680	0,269	13,66	120,0 53,86	0,901
H , м	+0,546	+0,317	20,062	5,128	3,91		
a/H	+0,216	+0,0432	2,008	4,116	0,49		
W_o , г/г	+0,004	+0,229	7,766	2,814	2,76		
R , %	+0,216	+0,051	0,383	0,641	0,60		

Примечание. Стандартное значение критерия Стьюдента равно 1,96.

5.3.3. Алгоритм расчета модуля общей деформации под насыпями сложного очертания

Для насыпей со сложным очертанием задачу определения модуля общей деформации торфяного основания представляется возможным решить на основе использования закономерностей механики грунтов.

С этой целью тело насыпи целесообразно разбить на отдельные узкие отсеки, как при линейно изменяющейся нагрузке (откосах), так и равномерно распределенной нагрузке (основной площадке, пригрузочных бортах) (см. рис. 2.1, с. 49). Такой прием позволит применить к расчету напряжений и осадок известные уравнения для гибкой полосообразной нагрузки постоянной интенсивностью P_i , которая для каждого отсека определяется по выражению из табл. 2.2 (см. с. 39).

Для насыпей дорог сложного очертания, под каждым из отсеков которой торфяное основание имеет свое напряженно-деформируемое состояние (НДС), могут быть оценены его деформационные характеристики в различных сечениях по результатам натурного обследования. Алгоритм оценки модуля общей деформации на основе закономерностей механики грунтов заключается в следующем [108].

Модуль деформации торфяной залежи в сечении k для условий одномерного сжатия может быть получен из уравнения (2.31) (см. с. 50):

$$E_{сж.k}^* = \frac{H_k}{S_k} \sigma_k^{ср},$$

где H_k , S_k – глубина и конечная осадка торфяной залежи под k -м отсеком насыпи соответственно;

$E_{сж}^* = E_{об}/\beta$ – модуль сжатия торфяной залежи при компрессии;

$$\beta = \frac{1 - 2\mu}{(1 - \mu)^2};$$

μ – коэффициент поперечного расширения;

$E_{об}$ – модуль общей деформации;

$\sigma_k^{ср}$ – средневзвешенная приведенная по глубине залежи величина вертикальных нормальных напряжений.

Нормальные средневзвешенные напряжения $\sigma_k^{ср}$ от воздействия всех отсеков в расчетном сечении k глубиной H_k

$$\sigma_k^{ср} = \frac{\sum (\sigma_{zk} h_j)}{H_k}, \quad (5.66)$$

где $H_k = \sum h_j$ – глубина торфяной залежи в k -м сечении, равная сумме толщин h_j слоев торфа.

σ_{zk} – суммарные напряжения в любой точке какого-либо сечения k от воздействия всех отсеков насыпи от 1 до n ,

$$\sigma_{zk} = \sum_{i=1}^n \sigma_{zi}.$$

Представив каждый отсек состоящим из бесконечно узких полос шириной dx и применив решение Фламана для нагрузки, распределенной по прямой, определяют вертикальные напряжения от действия i -го отсека в любой точке с равномерно распределенной нагрузкой P_i по выражению (2.29) (см. с. 49):

$$\sigma_{zi} = \frac{2P_i}{\pi} \int_{X_1}^{X_2} \frac{Z^3}{(X^2 + Z^2)^2} dx = \frac{P_i}{\pi} \left[\operatorname{arctg} \frac{X}{Z} + \frac{ZX}{(X^2 + Z^2)} \right]_{X_1}^{X_2},$$

где X_1, X_2 – расстояния от расчетного сечения до начала и конца i -го отсека с равномерно распределенной нагрузкой интенсивностью P_i .

По вышеприведенным зависимостям и результатам натурного обследования насыпей дорог может быть оценена величина модуля деформации торфяного основания. Практически расчет может быть осуществлен на ПЭВМ по составленной автором программе, блок-схема которой представлена на рис. 5.21.

С помощью этой программы были проведены расчеты $E_{сж}^*$, σ_k^{cp} по ряду поперечных профилей построенных на болотах железных дорог узкой и широкой колеи, по которым статистически оценивалась зависимость $E_{сж}^* = f(\sigma^{cp})$.

Для анализа было использовано около 100 поперечников железной дороги широкой колеи Тавда-Сотник. По трассе этой дороги на обследуемых поперечниках определялись физико-механические свойства торфяного основания и достаточно точное очертание подземной части насыпи. Поперечный профиль железной дороги Тавда-Сотник для ПК 741+17 с разбивкой на отсеки показан на рис. 5.22.

В расчетном сечении каждого отсека по программе определялись по формуле (5.66) нормальные средневзвешенные напряжения σ_k^{cp} от воздействия всех отсеков, а далее находились модули сжатия торфяного основания по выражению (2.31) (см. с. 50).

Методами математической статистики проведен анализ зависимостей $E_{сж}^* = f(\sigma_k^{cp})$ для каждого поперечника. Из сравнения эмпирических и табличных значений Фишера криволинейности с вероятностью 0,95 дока-

зано, что зависимость $E^*_{сж} = f(\sigma_k^{cp})$ линейна. В качестве иллюстрации в табл. 5.18 и на рис. 5.23 представлены результаты расчета и анализа.

Таким образом, полевыми опытами для торфяной залежи подтверждена линейная зависимость модуля сжатия от напряжения, ранее установленная на основе компрессионных испытаний [37, 38], т. е.

$$E^*_{сж} = E_0^* + \frac{\sigma_k^{cp}}{\lambda_{max}^*}, \quad (5.67)$$

где E_0^* , λ_{max}^* – начальный модуль деформации и максимальная относительная деформация торфяной залежи.

Влияние временных нагрузок может быть учтено по методике, изложенной в работах [37, 86]. При толщине насыпного слоя $h_n + S_k \approx 3$ м оно мало и нагрузками можно пренебречь [26, 62]. Кроме того, следует ожидать, что влияние временных нагрузок существует только для отсеков под проезжей частью дороги.

Сравнение обобщенного модуля общей деформации $E^*_{об}$, определенного по первой (упрощенной) схеме, с модулем деформации $E^*_{сж}$ (5.67), определенным по второй схеме для оси насыпи, по ряду поперечников показывает, что они незначительно отличаются друг от друга.

Это подтверждают материалы рис. 5.24, на котором точки группируются вдоль линии абсолютного совпадения.

Таким образом, можно утверждать, что учет напряженно-деформированного состояния торфяного основания под осью насыпи в обеих схемах расчета одинаков. Это позволяет для дальнейшего анализа брать данные расчета по первой схеме.

Таблица 5.18. Результаты статистического анализа модуля сжатия

ПК	Показатели тесноты связи		Критерии Фишера		Параметры уравнения $E^*_{сж} = A + B \sigma_k^{cp} \pm t \sigma_{E_{сж}}^{ост}$		
	η	r	достоверности $\frac{F_{ЭМП}}{F_{st}}$	криволинейности $\frac{F_{ЭМП}}{F_{st}}$	A , кПа	B	$\sigma_{E_{сж}}^{ост}$, кПа
739 + 17	0,997	0,987	<u>231,7</u>	<u>8,69</u>	27,6	1,740	3,4
741 + 17	0,978	0,963	<u>5,59</u>	<u>8,84</u>	14,6	1,835	5,8
			<u>76,5</u>	<u>1,49</u>			
			<u>5,54</u>	<u>8,84</u>			

Примечание. ПК – пикет по трассе дороги.

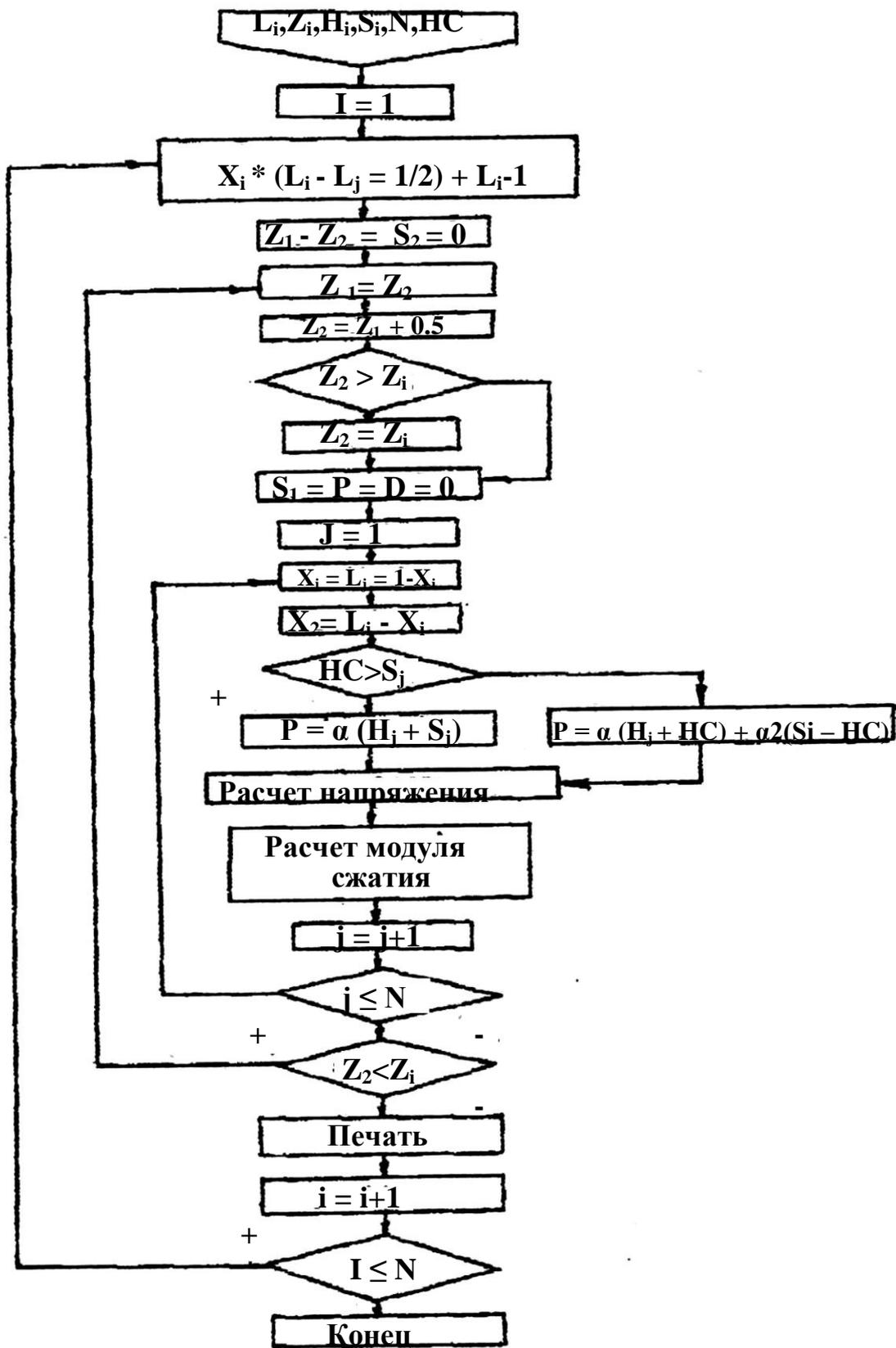
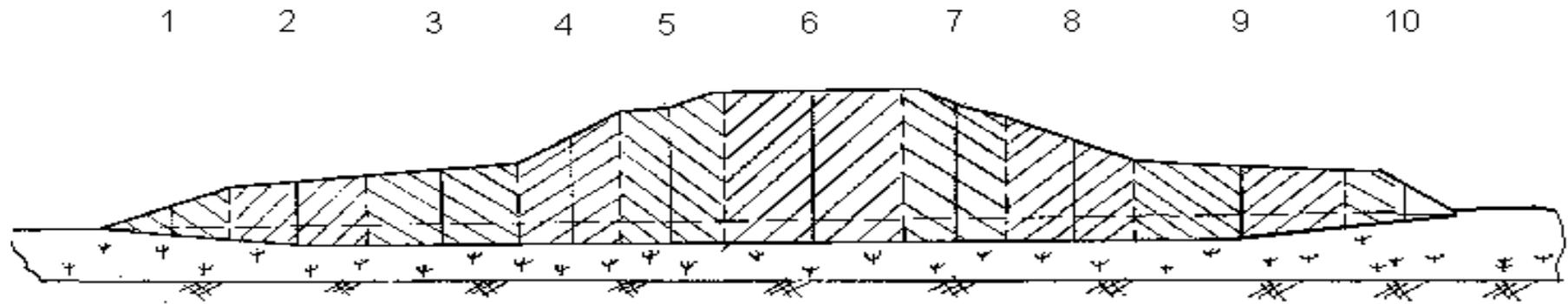


Рис. 5.21. Блок-схема расчета напряжений и модуля сжатия

Геометрическое очертание поперечного профиля на ПК 739+ 17



Высота насыпи, м	0,45	0,95	1,15	1,8	2,4	2,7	2,4	1,6	1,0	0,5
Осадка, м	0,15	0,35	0,4	0,45	0,5	0,55	0,55	0,5	0,5	0,15
Глубина болота, м	1,05	1,05	1,1	1,15	1,15	1,15	1,25	1,3	1,35	1,4
Расстояние от оси насыпи	10,0	8,05	5,8	3,8	2,2	0	2,2	4,25	6,85	9,3

Рис. 5.22. Поперечный профиль

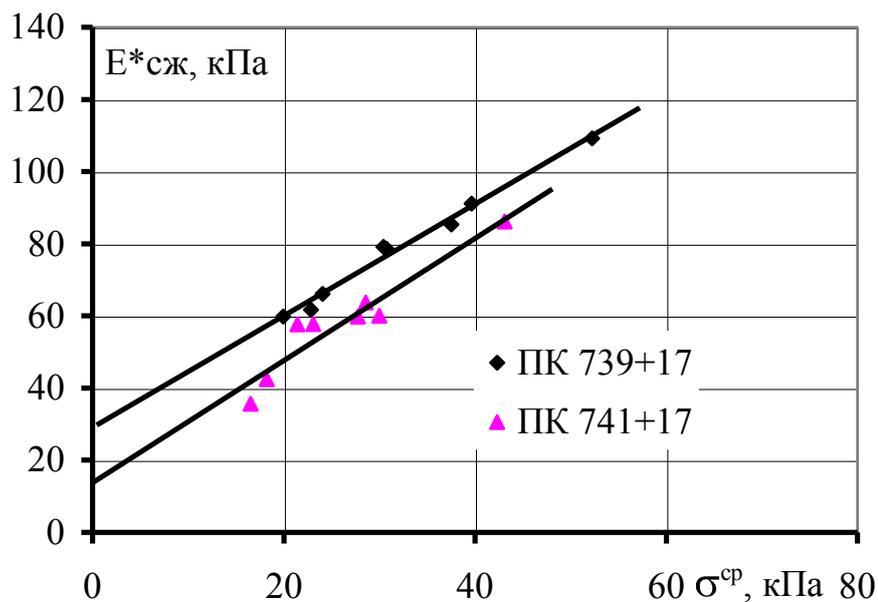


Рис. 5.23. Зависимость модулей $E^{*сж}$ от средневзвешенного напряжения под насыпью

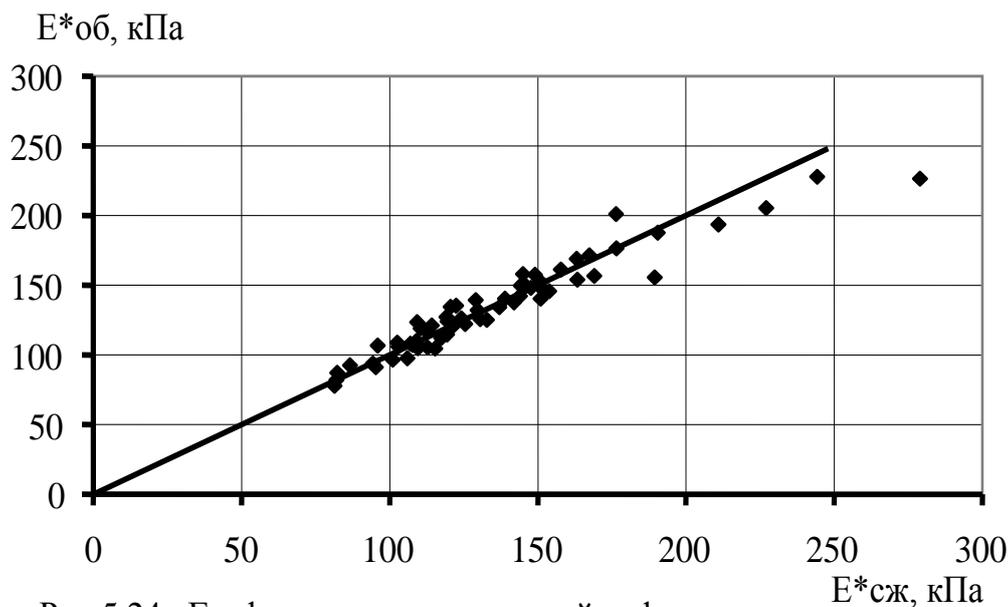


Рис. 5.24. График сравнения модулей деформации

Предложенные методики и зависимости позволяют определять деформационные параметры торфа и торфяных залежей по лабораторным и полевым данным. Постановка вопроса оценки их величин в зависимости от физико-технических характеристик торфа и торфяных залежей правомерна. Вопросу статистико-вероятностной оценки деформационных свойств торфа и торфяных залежей на представительном материале лабораторных и полевых исследований посвящены следующие разделы данной работы.

5.3.4. Анализ деформационных свойств торфяного основания под насыпями дорог методом главных компонент

Характеристики деформационных и прочностных свойств торфа и торфяной залежи в целом в той или иной мере имеют существенную взаимосвязь с рядом параметров их физико-технических свойств, которая количественно представляется в виде корреляционно-регрессионных зависимостей от одного или нескольких параметров.

Прогнозирование свойств по регрессионной модели, построенной методом классического регрессионного анализа, может в ряде случаев осуществляться со значительными погрешностями, что и подтверждают результаты анализа предыдущего раздела. Подобные явления в обычном множественном регрессионном анализе возникают из-за смещения в оценках коэффициентов регрессии вследствие мультиколлинеарности, т. е. сильной коррелированности входных переменных [66]. В подобных случаях рядом литературных источников рекомендуется применять такие модификации регрессионного анализа, которые учитывают коллинеарность. Одной из таких модификаций является регрессия на главных компонентах [66]. Кроме того, классический регрессионный анализ основан на предположении нормальности распределений исходных параметров.

Замена исходных взаимосвязанных переменных на некоторую совокупность некоррелированных параметров (компонент) при сохранении без искажения всей информации о свойствах изучаемого торфяного основания может быть осуществлена методом главных компонент. У регрессионной модели, построенной по главным компонентам, будут отсутствовать отмеченные выше недостатки [66].

Теоретические основы метода главных компонент, а также алгоритмы их вычисления приведены в работах [66] и др.

Метод главных компонент основан на ортогональном линейном преобразовании координат в n -мерном пространстве. При этом переходят к новой системе взаимно-перпендикулярных осей, в которой первая координатная ось идет в направлении наибольшего изменения в совокупности исходных параметров и извлекает, возможно, большую их дисперсию. Следующие далее по порядку оси располагаются ортогонально к предыдущим в направлении наибольшего изменения оставшихся параметров при изменении большей части оставшейся дисперсии.

С геометрических позиций оси новой системы координат (направление главных компонент) должны совпадать с главными осями гиперповерхности в n -мерном пространстве, форма которой близка к n -мерному эллипсоиду. При этом каждая последующая компонента будет давать меньший вклад в суммарную дисперсию, чем предыдущая.

Все главные компоненты являются линейными комбинациями исходных параметров и исчерпывают всю их дисперсию. В качестве начального материала для вычисления главных компонент используют корреляционную матрицу R исходных параметров, над которой методами линейной алгебры выполняют ортогональные преобразования. Вначале из нее выделяют главные компоненты, которые являются характеристическими (собственными) векторами этой матрицы. Каждому такому вектору соответствует собственное число, наибольшее из которых является дисперсией первой главной компоненты.

При диагонализации матрицы R получают матрицу, составленную из коэффициентов корреляции между нормализованными параметрами и главными компонентами, которые называются весами параметров в компонентах.

Для компонентного анализа взяты данные натурного обследования торфяного основания под насыпями автомобильных и железных дорог, построенных на болотах Западной Сибири, Урала, центра и северо-запада Европейской части России, в количестве около 380 поперечников. Из всей совокупности выделены выборки для неосушенных болот и осушенных при двух сочетаниях глубины осушения h_0 и конечной осадки насыпи S_k ($h_0 < S_k$; $h_0 \geq S_k$). Рассматривалась вектор-строка параметров: P – удельная нагрузка от веса насыпи, кПа; H – глубина болота по оси, м; $2a$ – расчетная ширина равномерно распределенной нагрузки, м; W_0 – естественное влагосодержание, г/г; R – степень разложения, % [60, 92, 107]. Симметричные матрицы исходных парных коэффициентов корреляции параметров для выделенных выборок, а также для выборок по подтипам торфяных залежей приведены в [110].

Дисперсии главных компонент, соответствующие их собственным числам в порядке убывания, а также матрица коэффициентов корреляции параметров с ними приведены в табл. 5.19.

Анализ этой таблицы для рассматриваемых случаев показывает, что первые три компоненты объясняют от 86,1 до 89,6 процентов общей дисперсии параметров выборок. При этом первая главная компонента связана практически со всеми параметрами выборок и может быть признана генеральной, а остальные относятся к общим групповым. Вторую компоненту образуют для неосушенной залежи параметры геометрии H , a/H ; для осушенных – физико-технические показатели залежи W_0 , R , а третью компоненту у всех выборок – внешняя нагрузка P .

Таблица 5.19. Матрица коэффициентов корреляции параметров с главными компонентами

Подтип, степень осушения торфяной залежи	Компоненты	Дисперсии компонент, %	Параметры залежи				
			P	H	a/H	W_0	R
1	2	3	4	5	6	7	8
Неосушенная	K_I	38,2	+0,662	+0,403	+0,293	-0,702	+0,836
	K_{II}	28,9	-0,085	-0,852	+0,812	-0,196	+0,028
	K_{III}	22,5	+0,699	+0,213	+0,444	+0,561	-0,341
	K_{IV}	6,9	-0,112	-0,039	+0,027	+0,393	+0,428
	K_V	3,5	+0,233	-0,254	-0,239	+0,018	+0,037
$h_0 < S_k$	K_I	48,9	+0,263	+0,947	-0,893	+0,824	-0,011
	K_{II}	20,6	+0,206	+0,090	-0,046	-0,206	+0,967
	K_{III}	20,0	+0,939	+0,056	+0,238	-0,109	-0,217
	K_{IV}	8,1	+0,020	-0,155	+0,315	+0,515	+0,135
	K_V	2,4	-0,076	+0,260	+0,211	-0,046	-0,008
$h_0 \geq S_k$	K_I	50,9	+0,660	+0,886	-0,777	+0,649	-0,546
	K_{II}	21,6	-0,122	+0,360	-0,546	-0,475	+0,646
	K_{III}	13,6	+0,740	-0,102	+0,192	-0,213	+0,202
	K_{IV}	11,2	-0,001	-0,027	+0,084	+0,555	+0,493
	K_V	2,7	-0,038	+0,274	+0,289	-0,036	+0,015
Неосушенная низинная топяная	K_I	44,2	+0,787	+0,896	-0,714	+0,424	-0,316
	K_{II}	29,3	-0,134	+0,309	-0,526	-0,786	+0,678
	K_{III}	15,8	+0,503	-0,068	+0,319	+0,211	+0,623
	K_{IV}	7,3	+0,291	+0,060	+0,261	-0,396	-0,227
	K_V	3,4	-0,162	+0,305	+0,211	+0,042	+0,042
Неосушенная низинная лесотопяная	K_I	44,5	+0,737	+0,857	-0,653	-0,354	+0,629
	K_{II}	26,7	+0,482	+0,435	+0,259	+0,710	-0,433
	K_{III}	15,7	+0,300	-0,096	+0,695	-0,117	+0,435
	K_{IV}	10,6	-0,313	+0,041	-0,081	+0,445	+0,475
	K_V	2,5	+0,190	-0,256	-0,129	+0,089	+0,042
Неосушенная топяная	K_I	41,2	-0,328	+0,698	-0,703	-0,759	+0,629
	K_{II}	30,8	+0,524	-0,275	+0,660	-0,505	+0,706
	K_{III}	21,2	+0,768	+0,626	-0,077	+0,258	-0,070
	K_{IV}	4,2	-0,041	-0,054	-0,089	+0,314	+0,317
	K_V	2,6	-0,163	+0,206	+0,236	+0,059	+0,022
Осушенная $h_0 < S_k$	K_I	38,2	-0,462	-	-	-0,751	+0,606
	K_{II}	33,2	+0,796	-	-	-0,005	+0,601
	K_{III}	28,6	-0,390	-	-	+0,660	+0,521
Осушенная, $h_0 \geq S_k$	K_I	56,8	-0,691	-	-	-0,795	+0,772
	K_{II}	24,3	+0,717	-	-	-0,231	+0,403
	K_{III}	18,9	-0,096	-	-	+0,561	+0,492

Для образования главных компонент используются параметры, которые вносят в компоненты достоверный вклад. Графически это может быть представлено схемой, приведенной на рис. 5.25.

Для использования главных компонент в регрессионном анализе перейдем от нормализованных параметров к центрированным, матрица весов (нагрузка) которых в главных компонентах представлена в табл. 5.20.

Величина главной компоненты K_r ($r = 1 \dots n$) представляет собой сумму произведений центрированных значений параметров основания и весов (нагрузок) этих параметров A_{ir} (табл. 5.20) на вычисляемую компоненту:

$$K_r = \sum_{i=1}^n A_{ir} (X_i - X_i^0), \quad (5.68)$$

где X_i , X_i^0 – исходный параметр и его среднеарифметическое значение (например P).

K_V		K_{III}		K_I		
0,23	P	0,70	P	0,66		K_{II}
-0,25	H	0,21	H	0,40	H	-0,85
-0,24	a/H	0,44	a/H	0,29	a/H	0,81
		0,56	W_o	-0,70	W_o	0,39
		-0,34	R	0,84	R	0,43
						K_{IV}

Рис. 5.25. Графическая схема представления результатов достоверного вклада параметров неосушенной торфяной залежи в образование главных компонент

Материалы статистического анализа регрессионных уравнений по методу главных компонент для различного сочетания параметров в вектор-строке приведены в табл. 5.20. Результаты построения линий регрессии по главным компонентам показали, что достоверное влияние на E^* оказывает кроме первых трех главных компонент еще и пятая, которая образована

внешней нагрузкой и конструктивными параметрами. На подобную возможность отброса главных компонент, имеющих малый вес, но достоверно влияющих на исследуемый параметр, указывалось в работе Ивкиной Т.И. [30]. В связи с этим построение регрессионных моделей целесообразно производить по всем главным компонентам, а потом уже отбрасывать недостоверные.

Регрессионные уравнения по главным компонентам деформационных характеристик со значимыми коэффициентами регрессии при компонентах для параметров вектор строки $X = [P, H, a/H, W_0, R]$ имеют следующий вид:

1) для неосушенных залежей:

$$E^* - 131 = 0,154 K_I + 0,126 K_{II} + 0,265 K_{III} - 0,058 K_V \pm t 27,5;$$

$$E_{об} - 118 = 0,236 K_I - 0,096 K_{II} + 0,147 K_{III} + 0,143 K_V \pm t 26,7;$$

$$E_a - 250 = 0,461 K_I - 0,331 K_{II} + 0,738 K_{III} + 0,351 K_V \pm t 53,9;$$

неосушенной топяной залежи

$$E^* - 113 = (-0,46 K_I + 22,3 K_{II} + 20,74 K_{III}) 10^{-2} \pm t 20,5; R_{мн} = 0,87;$$

залежи лесного подтипа

$$E^* - 157 = (18,34 K_I - 16,02 K_{III}) 10^{-2} \pm t 29,3; R_{мн} = 0,71;$$

низинной залежи топяного подтипа

$$E^* - 138 = (2,4 K_I + 17,6 K_{II} + 16,76 K_{III} + 23,7 K_{IV} + 14,5 K_V) 10^{-2} \pm t 14,3; R_{мн} = 0,92;$$

низинной залежи лесотопяного подтипа

$$E^* - 160 = (16,0 K_I + 5,92 K_{III} + 20,7 K_{IV}) 10^{-2} \pm t 28,4; R_{мн} = 0,685;$$

2) для осушенных залежей:

при $h_0 < S_K$

$$E^* - 72 = 0,017 K_I + 0,0112 K_{II} + 0,049 K_{III} \pm t 10,8;$$

$$E_{об} - 64 = 0,023 K_I - 0,0085 K_{II} + 0,071 K_{III} \pm t 9,9;$$

$$E_a - 97 = 0,062 K_I - 0,0148 K_{II} + 0,197 K_{III} \pm t 15,0;$$

где $E^* = E_{об} / (1 - \mu^2)$ – обобщенный модуль общей деформации, кПа;

$E_{об}$, E_a – относительный и абсолютный модули общей деформации, кПа;

при $h_0 \geq S_K$

$$E^* - 64 = 0,080 K_I + 0,038 K_{II} + 0,023 K_{III} + 0,077 K_V \pm t 12,1;$$

$$E_{об} - 56 = 0,066 K_I + 0,069 K_{II} + 0,030 K_{III} + 0,072 K_V \pm t 13,0;$$

$$E_a - 77 = 0,125 K_I + 0,065 K_{II} + 0,084 K_{III} + 0,090 K_V \pm t 17,5.$$

Расчет величин компонент в этих выражениях осуществляют по (5.68).

Таблица 5.20. Матрица весов параметров в главных компонентах

Степень осушения залежи	Параметр		Веса параметров в компонентах, A_{ir}				
	Обозначение X_i	Среднее значение X_i^0	K_I	K_{II}	K_{III}	K_{IV}	K_V
1	2	3	4	5	6	7	8
Неосушенная	P , кПа	64,2	+1,885	0	+2,53	0	+2,157
	H , м	2,86	+20,3	-49,1	+13,6	0	-41,6
	a/H , -	2,84	+13,2	+41,7	+25,3	0	-34,9
	W_0 , %	728	-0,237	-0,076	+0,241	+0,306	0
	R , %	29,1	+6,0	0	-2,76	+0,71	0
$h_0 \geq S_k$	P , кПа	19,6	+6,216	0	+13,46	0	0
	H , м	2,74	+63,0	+39,3	0	0	+84,6
	a/H , -	0,83	-83,3	-89,3	+39,7	0	+111,1
	W_0 , %	603	+0,278	-0,312	-0,177	+0,508	0
	R , %	26,5	+7,3	+13,3	+5,2	+14,1	0
$h_0 < S_k$	P , кПа	26,4	+2,504	+3,016	+13,97	0	0
	H , м	4,19	+60,0	0	0	0	+74,2
	a/H , -	0,53	-239,0	0	+99,7	+206,6	+254,9
	W_0 , %	908	+0,388	-0,149	0	+0,59	0
	R , %	23,2	0	+27,3	-6,2	0	0
Неосушенная топяная	P , кПа	58,0	-0,956	+1,769	+3,126	0	0
	H , м	2,80	+49,0	-22,3	+61,4	0	0
	a/H , -	2,44	-35,3	+38,4	0	0	+47,5
	W_0 , %	876	-0,245	-0,189	+0,116	+0,316	0
	R , %	22,4	+5,8	+7,5	0	+9,1	0
Неосушенная низинная топяная	P , кПа	72,0	+3,851	0	+4,113	+3,504	0
	H , м	2,95	+48,6	+20,6	0	0	+60,1
	a/H , -	2,97	-33,2	-30,1	+24,8	+29,9	0
	W_0 , %	754	+0,209	-0,476	+0,174	-0,481	0
	R , %	27,5	-3,3	+8,7	+10,9	0	0
Неосушенная лесотопяная низинная	P , кПа	78,9	+3,250	+2,748	+2,231	-2,829	+3,491
	H , м	3,32	+36,7	+24,1	0	0	-45,8
	a/H , -	3,18	-33,7	+17,3	+60,3	0	0
	W_0 , %	665	-0,159	+0,469	0	+0,408	0
	R , %	34,1	+6,0	-5,3	+7,0	+9,3	0

Окончание табл. 5.20

1	2	3	4	5	6	7	8
Осушен- ная $h_0 \geq S_k$	P , МПа	0,0196	-79,4	+126,0	0	-	-
	W_0 , г/г	6,03	-0,417	-0,185	+0,510	-	-
	R , %	26,5	+0,126	+0,101	+0,140	-	-
Осушен- ная $h_0 \leq S_k$	P , МПа	0,0264	-64,3	+118,8	-62,6	-	-
	W_0 , г/г	9,08	-0,517	0	+0,524	-	-
	R , %	23,2	+0,162	+0,173	+0,161	-	-
Неосу- шенная	P , кПа	64,1	+2,011	+0,730	0	0	0
	H , м	3,03	+18,88	0	+52,96	0	+33,47
	W_0 , г/г	7,41	-6,8	+28,6	0	+26,6	0
	R , %	30,0	+3,18	-4,84	0	+6,25	0
	$P (a/H)$, кПа	200,0	+0,280	0	-0,477	0	+0,500
	$P \cdot W_0$, кПа, г/г	469,2	+0,147	+0,231	0	0	0
	$P \cdot R$, кПа, %	1983	+0,047	-0,015	0	0	0

Применение многомерного регрессионного анализа на главных компонентах позволило для осушенных залежей выявить степень достоверного влияния на E^* характеристик порового пространства – естественной влажности и степени разложения, влияние которых при использовании классического многомерного линейного регрессионного анализа было недостоверным [110].

Для другого сочетания параметров в вектор-строке в соответствии с данными табл. 5.20 и 5.21 могут быть получены соответствующие регрессионные уравнения для обобщенного модуля общей деформации торфяных залежей.

Анализируя влияние параметров через главные компоненты на деформационные характеристики E^* , $E_{об}$, E_a , можно отметить следующее. Внешняя нагрузка и глубина болота через все значимые компоненты увеличивают деформационные характеристики, что совпадает с выводами по анализу парных зависимостей. Остальные показатели оказывают двойственное влияние, через одни компоненты уменьшая их, а через другие увеличивая. По-видимому, последнее связано с их взаимокоррелированностью.

Таблица 5.21. Результаты статистического анализа уравнений деформационных характеристик торфяной залежи по методу регрессии на главных компонентах

Подтип, степень осушения торфяной залежи	Параметр		Компоненты		Коэффициенты b_{ki} уравнения $Y - Y^o = \sum (b_{ki} \cdot K_i) \pm t\sigma_y$		
	Обозначение, (Y)	Среднее $\frac{Y^o}{\sigma_y}$	Обозначение K_i	Дисперсия, %	Коэффициент регрессии, $b_{ki} 10^2$	Среднее квадратичное отклонение $\sigma_{b_{ki}} 10^2$	t – критерий достоверности b_{ki}
1	2	3	4	5	6	7	8
Вектор-строка параметров $X = [P, H, a/H, W_o \cdot R]$							
Неосушенная	E^* , кПа	$\frac{131}{27,5}$	K_I	38,2	15,36	5,6	2,75
			K_{II}	28,9	12,63	2,19	5,78
			K_{III}	22,5	26,5	1,72	15,42
			K_{IV}	6,9	-4,81	3,97	1,21
			K_V	3,5	-5,84	1,97	2,96
	$E_{об}$, кПа	$\frac{118}{26,7}$	K_I	38,2	23,58	1,66	14,24
			K_{II}	28,9	-9,59	1,91	5,03
			K_{III}	22,5	14,69	2,16	6,81
			K_{IV}	6,9	-4,13	3,90	1,06
			K_V	3,5	14,25	5,46	2,61
	E_a , кПа	$\frac{250}{53,9}$	K_I	38,2	46,15	3,34	13,80
			K_{II}	28,9	-33,10	3,85	8,60
			K_{III}	22,5	73,81	4,35	16,95
			K_{IV}	6,9	-5,49	7,87	0,70
			K_V	3,5	35,1	11,03	3,18
$h_o < S_k$	E^* , кПа	$\frac{72}{10,8}$	K_I	48,9	1,74	0,88	1,97
			K_{II}	20,6	1,12	0,56	2,00
			K_{III}	20,0	4,87	1,46	3,34
			K_{IV}	8,1	-1,61	2,31	0,70
			K_V	2,4	2,39	4,22	0,56
	$E_{об}$, кПа	$\frac{64}{9,9}$	K_I	48,9	2,29	0,85	2,68
			K_{II}	20,6	-0,85	0,43	1,97
			K_{III}	20,0	7,11	1,33	5,34
			K_{IV}	8,1	-0,98	2,09	0,47
			K_V	2,4	-3,63	3,84	0,94

Продолжение табл. 5.21

1	2	3	4	5	6	7	8
$h_o < S_k$	E_a , кПа	$\frac{97}{15,0}$	K_I	48,9	6,21	1,29	4,81
			K_{II}	20,6	-1,48	0,75	1,98
			K_{III}	20,0	19,70	2,02	9,77
			K_{IV}	8,1	2,84	3,16	0,90
			K_V	2,4	-7,80	5,82	1,34
$h_o > S_k$	E^* , кПа	$\frac{64}{12,1}$	K_I	50,9	8,03	0,63	12,84
			K_{II}	21,6	3,85	0,79	4,90
			K_{III}	13,6	2,32	1,19	1,94
			K_{IV}	11,2	-0,80	1,48	0,54
			K_V	2,7	7,70	2,24	3,43
	$E_{об}$, кПа	$\frac{56}{13,0}$	K_I	50,9	6,59	0,83	7,91
			K_{II}	21,6	6,90	1,28	5,40
			K_{III}	13,6	3,03	1,51	2,01
			K_{IV}	11,2	-1,83	1,78	1,03
			K_V	2,7	7,17	3,62	1,98
	E_a , кПа	$\frac{77}{17,5}$	K_I	50,9	12,54	1,13	11,13
			K_{II}	21,6	6,45	1,73	3,73
			K_{III}	13,6	8,43	2,18	3,87
			K_{IV}	11,2	-0,49	2,40	0,20
			K_V	2,7	9,00	4,89	1,84
Неосу- шенная низин- ная то- пяная	E^* , кПа	$\frac{138}{14,3}$	K_I	44,2	2,41	1,23	1,95
			K_{II}	29,3	17,63	2,36	7,45
			K_{III}	15,8	16,77	3,22	5,21
			K_{IV}	7,3	23,72	4,74	5,00
			K_V	3,4	14,53	7,00	2,08
Неосу- шенная низинная лесо- топяная	E^* , кПа	$\frac{160}{28,4}$	K_I	44,5	15,98	2,62	6,10
			K_{II}	26,7	-1,22	3,38	0,36
			K_{III}	15,7	5,93	3,00	1,97
			K_{IV}	10,6	-7,76	3,86	2,01
			K_V	2,5	-11,39	10,9	1,04
Неосу- шенная топяная	E^* , кПа	$\frac{113}{20,5}$	K_I	41,2	-0,46	0,24	1,92
			K_{II}	30,8	22,31	2,32	9,62
			K_{III}	21,2	20,70	2,80	7,40
			K_{IV}	4,2	1,36	6,25	0,22
			K_V	2,6	-4,62	8,01	0,58

1	2	3	4	5	6	7	8
Вектор-строка параметров $X = [P, H, W_0 \cdot R, P^*(a/H), P^*W_0, P^*R]$							
Неосу- шенная	E^* , кПа	$\frac{131}{27,4}$	K_I	46,1	21,2	1,31	16,2
			K_{II}	28,8	-4,34	1,65	2,61
			K_{III}	16,3	4,97	2,20	2,26
			K_{IV}	5,7	-8,19	3,72	2,20
			K_V	2,6	-18,44	5,50	3,35
			K_{VI}	0,4	9,98	14,7	0,68
			K_{VII}	0,1	38,5	29,3	1,31
Вектор-строка параметров $X = [P, W_0 \cdot R]$							
$h_0 < S_k$	$\mu_{ст}$	$\frac{0,327}{0,045}$	K_I	38,2	3,91	0,566,92	
			K_{II}	33,2	1,01	0,52	1,97
			K_{III}	28,6	-1,78	0,65	2,73
$h_0 > S_k$	$\mu_{ст}$	$\frac{0,392}{0,058}$	K_I	56,8	2,18	0,44	4,94
			K_{II}	24,3	0,15	0,67	0,22
			K_{III}	18,9	-1,35	0,68	1,98

Примечание. Стандартное значение критерия Стьюдента $t = 1,96$.

Оценка влияния трехмерной вектор-строки $X = [P, W_0, R]$ на изменчивость коэффициента поперечного расширения торфяной залежи $\mu_{ст}$ для выборок по осушенным залежам при $h_0 \geq S_k$ и $h_0 \leq S_k$ проведена многомерным регрессионным анализом на главных компонентах, результаты которого приведены в табл. 5.19 и 5.20. Первая главная компонента является генеральной и образована всеми параметрами, вторая – внешней нагрузкой, третья – естественным влагосодержанием и степенью разложения. Естественное влагосодержание W_0 при увеличении через все значимые компоненты уменьшает коэффициент $\mu_{ст}$, а остальные параметры (P, R) оказывают двойственное влияние: через одни компоненты уменьшают, а через другие – увеличивают коэффициент $\mu_{ст}$.

Регрессионные уравнения со значимыми коэффициентами регрессии по методу главных компонент для коэффициента $\mu_{ст}$ для осушенных залежей имеют вид:

при $h_0 \leq S_k$

$$\mu_{ст} - 0,327 = (3,91 K_I + 1,01 K_{II} - 1,78 K_{III}) 10^{-2} \pm t 0,045; R_{MH} = 0,727;$$

при $h_0 \geq S_k$

$$\mu_{ст} - 0,392 = (2,18 K_I - 1,35 K_{III}) \pm t 0,058; R_{MH} = 0,48.$$

Таким образом, методом главных компонент для осушенных залежей получены регрессионные уравнения с достоверным влиянием на коэффи-

циент $\mu_{ст}$ параметров P , W_0 , R в отличие от классического линейного регрессионного анализа, в котором влияние ряда параметров было незначимым [110].

Многомерный регрессионный анализ на главных компонентах позволяет получить оценку влияния на изменчивость исследуемого (результирующего) показателя не только самих параметров объекта, но и составляющих их линейного взаимодействия [107]. Это подтверждают результаты множественного регрессионного и компонентного анализов зависимостей модуля E^* для неосушенной торфяной залежи от вектор-строки ряда физико-механических характеристик и параметров торфяного основания и насыпи с учетом эффекта их взаимодействия:

$$X = [P, H, W_0, R, P(a/H), PW_0, PR] \text{ (табл. 5.21).}$$

Значения парных коэффициентов корреляции модуля E^* неосушенной торфяной залежи с каждым из аргументов колебались по абсолютной величине от $r = 0,745$ для P до $r = -0,362$ для W_0 , что превышает по абсолютной величине порог минимального достоверного коэффициента корреляции ($r = 0,168$) для объема выборки $N = 137$ при 5%-м уровне значимости.

Построение модели в виде линейного уравнения множественной регрессии методами обычного множественного анализа показало следующее. С 5%-м уровнем значимости по t -критерию Стьюдента только коэффициент регрессии для P оказался значимым при достоверном значении множественного коэффициента корреляции. Это, по-видимому, возникло из-за смещения в оценке коэффициентов регрессии вследствие сильной коррелированности входных переменных (так, например, между W_0 и R коэффициент корреляции $-r_{W_0 R} = -0,615$). В подобных случаях учет коллинеарности возможен в регрессионном анализе на главных компонентах.

Проведение компонентного анализа на ПЭВМ позволило получить матрицу коэффициентов корреляции показателей с главными компонентами и дисперсии, приходящиеся на каждую из них (табл. 5.22).

Анализ табл. 5.22 показывает, что первые четыре компоненты выделяют 96,6% от общей дисперсии признаков. Первая компонента является генеральной, но преобладающее влияние на нее оказывают удельная нагрузка и ее взаимодействие со степенью разложения. Вторую компоненту образуют физико-механические характеристики залежи (W_0 , R), третью – геометрия болота (H).

На основе статистических критериев установлено, что только первые четыре главных компоненты оказывают достоверное влияние на E^* , а остальные не подлежат учету (см. табл. 5.21).

Таблица 5.22. Коэффициенты корреляции показателей неосушенной торфяной залежи с главными компонентами (в тысячных долях)

Показатели	Компоненты						
	K_I	K_{II}	K_{III}	K_{IV}	K_V	K_{VI}	K_{VII}
P	+926	+265	-043	-172	-193	-009	+052
H	+491	+077	+820	-191	+207	+012	+002
W_0	-264	+879	+117	+363	+097	-050	+025
R	+582	-700	+060	+402	+043	+065	+021
$P(a/H)$	+658	+174	-0,668	-108	+280	+005	+002
$P W_0$	+619	+766	+024	+097	-103	+082	-040
PR	+950	-246	+060	+134	-045	-109	-033
Дисперсии компонент, %	46,1	28,8	16,3	5,7	2,6	0,4	0,1

Уравнение регрессии по главным компонентам ($R_{MN} = 0,833$; $\sigma_R = 0,027$) для E^* , кПа, имеет вид

$$E^* - 134 = (21,2 K_I - 4,34 K_{II} + 4,97 K_{III} - 8,19 K_{IV}) 10^{-2} \pm t 27,4,$$
где $K_I, K_{II}, K_{III}, K_{IV}$ – главные компоненты, которые при значимых коэффициентах корреляции показателей с компонентами (см. табл. 5.19) определяются по уравнениям:

$$K_I = 2,011 (P - 64,1) + 18,9 (H - 3,0) - 6,8 (W_0 - 7,4) + 3,2 (R - 30) + 0,28 (P(a/H) - 200) + 0,147 (P W_0 - 469) + 0,047 (PR - 1980);$$

$$K_{II} = 0,730 (P - 64,1) + 28,6 (W_0 - 7,4) - 4,84 (R - 30) + 0,231 (P W_0 - 469) - 0,015 (PR - 1980);$$

$$K_{III} = 53,0 (H - 3,0) - 0,477 (P(a/H) - 200);$$

$$K_{IV} = 26,6 (W_0 - 7,4) + 6,25 (R - 30).$$

Таким образом, применение регрессионного анализа на главных компонентах показало достоверное влияние всех рассматриваемых показателей на изменение модуля деформации E^* . В этом случае также оказалось возможным статистически обоснованно учесть влияние линейных взаимодействий параметров.

Через главные компоненты можно установить постоянство влияния показателей на изменение E^* .

Для последней выборки нагрузка от насыпи и степень разложения через все значимые компоненты увеличивают модуль E^* , а остальные ока-

зывают двойственное влияние, что подтверждает вышеприведенные результаты исследований.

Одним из достоинств регрессионного анализа на главных компонентах является возможность «безболезненного» выброса незначимых членов уравнения модели, так как это не отражается на изменении других коэффициентов регрессии.

Исходя из вышеизложенного в общем виде для E^* , $E_{об}$ будет справедливо уравнение

$$E^*(E_{об}) = A + B P,$$

а для $\mu_{ст}$ общий вид уравнения будет иметь вид

$$\mu_{ст} = A - B W_0.$$

где A , B – коэффициенты, зависящие от физико-механических свойств и геометрии торфяной залежи.

Использование предложенной методики оценки деформационных свойств по регрессионным уравнениям на главных компонентах позволяет более точно вести их прогноз при учете геометрии и физико-технических свойств торфяных залежей, что в итоге повысит надежность инженерных расчетов конструкций насыпей дорог на болотах.

5.4. Упругие деформационные характеристики торфа

Деформация торфа под воздействием динамических многократно повторяющихся нагрузок от подвижного состава имеет вязкоупругий характер [7, 10]. В этом случае его деформационные свойства оцениваются модулем упругой деформации E_y и величиной динамического коэффициента Пуассона $\mu_{мгн}$.

Определением величины модуля упругости торфа для целей проектирования и строительства, в том числе дорог на торфяном основании, занимались различные исследователи [9, 10, 13, 28, 43, 59, 79, 86, 104, 112]. Проводились как полевые, так и лабораторные испытания. Некоторые результаты исследования работы верхнего строения железнодорожного пути и торфяного основания приведены в совместных публикациях А.С. Королева и его учеников [9, 10, 43, 104, 112].

Анализ результатов этих исследований показал, что модуль упругости E_y уменьшается от $E_y^{мгн}$ (условно-мгновенный) в момент приложения нагрузки до значения E_y^∞ (длительный) в момент условной стабилизации упругой деформации. Модуль упругости торфа и торфяной залежи E_y имеет достоверную взаимосвязь с плотностью или влагосодержанием уплотненного торфа.

По материалам исследований предложен ряд корреляционно-регрессионных зависимостей модуля упругости торфяной залежи, уплотненной до-

рожной насыпью, от коэффициента пористости уплотненного торфа. Статистическая обработка результатов полевых данных (материалы А.Т. Левитина [51], 71 опыт) позволила получить уравнение

$$E_y = \tilde{E}_y \left[9312 (e+1)^{-4} \pm t \cdot 291 (e+1)^{-2,5} \right], \text{ МПа}, \quad (5.69)$$

где $\tilde{E}_y = 1 \text{ МПа}$;

e – средневзвешенный коэффициент пористости торфяной залежи под насыпью;

t – нормирующий множитель.

Зависимость (5.69) имеет статистические показатели: корреляционное отношение $\eta = 0,92$; критерий Фишера достоверности $F_{\text{эмп}} = 150,8 > F_{\text{ст}} = 2,01$; критерий Фишера криволинейности $F_{\xi} = 8,2 > F_{\text{ст}} = 2,08$ (при $r = 0,82$).

По материалам лабораторных испытаний торфа [10] получены зависимости:

$$E_y^{\text{МГН}} = \tilde{E}_y \left[526 (e+1)^{-2,465} \pm t \cdot 249 \cdot e^{-2,488} \right] \text{ при } \eta = 0,78;$$

$$E_y^{\infty} = \tilde{E}_y \left[590 (e+1)^{-2,802} \pm t \cdot 1337 e^{-3,53} \right] \text{ при } \eta = 0,82.$$

Сопоставление исходных данных полевых и лабораторных исследований и уравнения (5.69) показывает их полное соответствие (рис. 5.26).

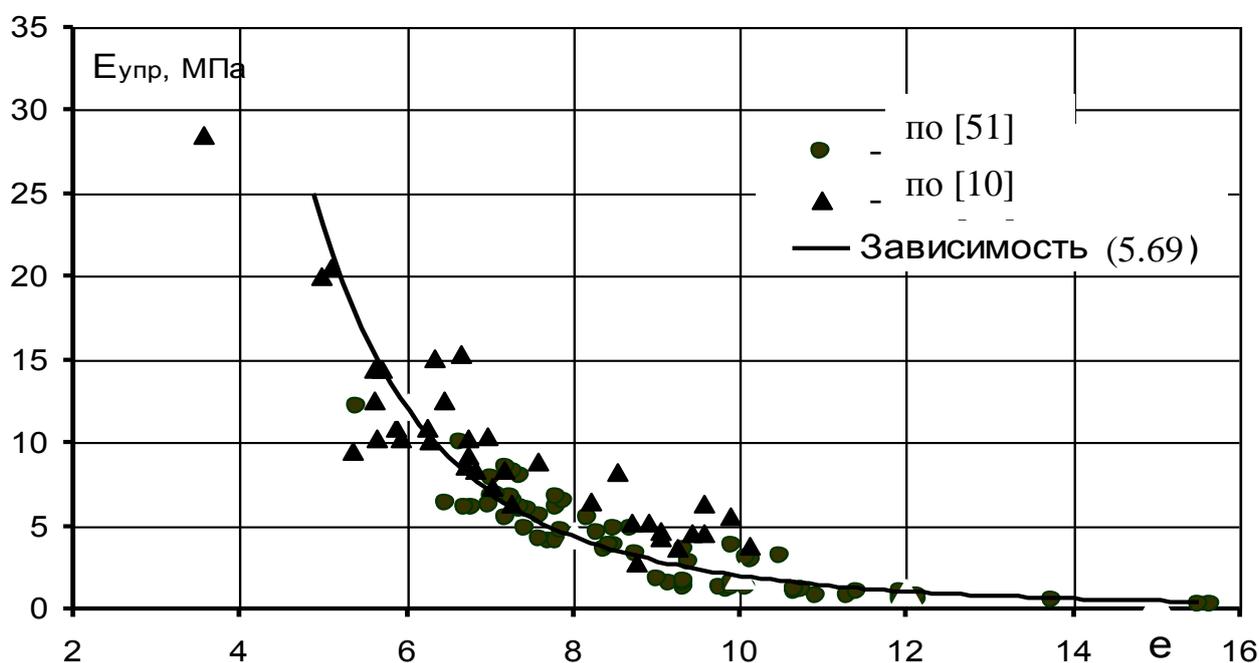


Рис. 5.26. Зависимость условно-мгновенного модуля упругости торфа от коэффициента пористости торфяного основания под телом насыпи

Если деформация торфа от воздействия подвижной нагрузки имеет вязкоупругий характер, то динамический коэффициент Пуассона торфяной залежи уменьшается по мере длительности ее воздействия от условно-мгновенного значения $\mu_{\text{мг}}$ до $\mu_{\text{дл}}$ при условной стабилизации деформации. Динамический коэффициент Пуассона $\mu_{\text{мг}}$ оценивался при полевых и лабораторных исследованиях [1, 2, 6, 8, 84]. Определение $\mu_{\text{мг}}$ (при $t \rightarrow 0$) [112] по полевым данным производилось решением уравнения (3.62) при использовании экспериментальных данных В.М. Амагаева [7,9]. Как показал статистический анализ, коэффициент $\mu_{\text{мг}}$ имеет стабильное значение с незначительной вариабельностью.

Результаты статистического анализа кривых распределения коэффициента $\mu_{\text{мг}}$ по данным полевых (66 опытов) и лабораторных (33 опыта) исследований приведены на рис. 5.27. Распределения подчиняются нормальному закону. Параметры распределений для полевых испытаний – среднее – 0,430, среднеквадратическое отклонение – 0,005, а для лабораторных – среднее – 0,427, среднеквадратическое отклонение – 0,105. Средние значения $\mu_{\text{мг}}$ для этих двух выборок незначительно различаются, и их можно принять равными 0,43. Эти данные практически совпадают с результатами стабилметрических испытаний Л.С. Амаряна и В.А. Кукушкина [2] по определению коэффициента $\mu_{\text{мг}}$ ($\mu_{\text{мг}} = 0,43$).

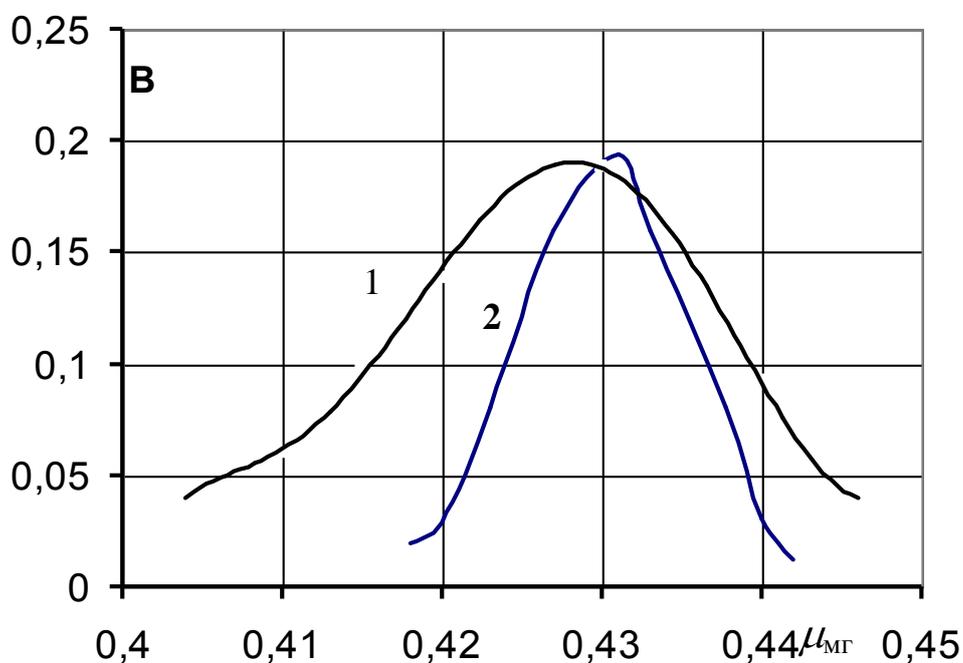


Рис. 5.27. Кривые распределения коэффициента $\mu_{\text{мг}}$:
1 – по результатам лабораторных испытаний [10];

2 – по результатам полевых испытаний

6. ОЦЕНКА РАСЧЕТНОЙ ГЛУБИНЫ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТОРФЯНОГО ОСНОВАНИЯ ПОД НАСЫПЯМИ ДОРОГ ДЛЯ МОДЕЛИ КОНЕЧНОЙ ТОЛЩИНЫ

При проектировании и строительстве железных и автомобильных дорог на болотах определяют требуемый объем грунта для возведения их насыпей (методика расчета приведена в предыдущих разделах работы). При этом расчет конечных осадок насыпей дорог на болотах S_K при безвыторфовочном методе проектирования или при частичном выторфовывании производится по схеме линейно деформируемого слоя толщиной H в условиях плоской задачи по зависимости (2.9) (см. с. 40), которая через секущий коэффициент относительной сжимаемости $a_{сж}$ примет вид

$$S_K = a_{сж} p H A_{\mu} \omega . \quad (6.1)$$

Методика расчета $a_{сж}$ для слоистой торфяной залежи как по результатам непосредственных компрессионных испытаний образцов торфа, так и по экспресс-методам и общетехническим свойствам торфа приведена в разделе 2. Коэффициент ω , учитывающий влияние изменения напряженного состояния торфяной залежи на осадку, определяют по зависимости (2.11) (см. с. 41).

В выражении (6.1) за величину слоя сжимаемой толщи принимают глубину торфяной залежи H , а ограниченное боковое расширение учитывают коэффициентом A_{μ} , который рассчитывают по коэффициенту поперечного расширения торфа μ (зависимость (2.10), см. с. 40).

Примем, что учет влияния ограниченного бокового расширения на величину конечной осадки в зависимости (6.1) осуществляется через расчетную глубину деформирования $H_p = H A_{\mu}$ [100].

Учитывая вышеизложенное, расчетная глубина деформирования H_p для схемы слоя конечной толщины может быть оценена по результатам натурного обследования насыпей дорог на болотах по выражению, полученному при совместном решении уравнений (6.1) и (2.11):

$$H_p = \frac{(0,966 a - 0,17 S_K) S_K}{a_{сж} p a - 0,17 S_K} .$$

Сжимаемая толща принимается квазиоднородной со средневзвешенной естественной влажностью и степенью разложения, по которым определены характеристики деформируемости.

Если принять величину расчетной сжимаемой толщи H_p в долях от полуширины полосовой нагрузки a (т. е. $H_p = K_p a$), то выражение (6.1) примет вид

$$S_K = a_{сжс} p K_p a \omega .$$

(6.2)

Анализируя выражение (6.2), можно сделать заключение, что параметры H_p и K_p будут характеризовать расчетный слой одномерного уплотнения и включать влияние ограниченного бокового расширения, предварительного уплотнения, структурной прочности и дополнительных силовых воздействий от временных нагрузок при учете реального распределения напряжений по сжимаемой толще.

Результаты натурного обследования насыпей дорог на болотах позволяют провести расчеты H_p и K_p для поперечных профилей автодорог, железных дорог колеи 750 и 1520 мм как на неосушенных торфяных залежах, так и при учете степени их осушения. Материалы расчетов легли в основу статистического анализа зависимостей величин H_p и K_p от ряда параметров торфяной залежи. Эти параметры изменялись в широких пределах: глубина болота H – от 0,7 до 6 м; высота насыпи h_n – от 0,2 до 4,5 м; конечная осадка S_K – от 0,3 до 4,5 м; естественное влагосодержание W_o – от 3,8 до 18 г/г; степень разложения R – от 5 до 55%; ширина равномерно распределенной нагрузки $2a$ – от 2,3 до 5,4 (колея 750 мм) и от 9,5 до 18 м (колея 1520 мм, автодороги); удельная нагрузка от веса насыпи p – от 8 до 40 кПа (колея 750 мм) и от 30 до 110 кПа (колея 1520 мм, автодороги).

Для автодорог и железных дорог колеи 1520 мм расчетная глубина деформирования H_p практически для всех поперечников больше глубины болота и изменяется от 1,15 до 7,4 м, а коэффициент K_p – от 0,17 до 0,90. Для колеи 750 мм величина H_p колеблется от 1,8 до 5,8 м, а коэффициент K_p – от 1,0 до 3,5, и при этом расчетная глубина деформирования больше глубины болота только при его глубине, меньшей 3,1–5 м.

Анализ характеристик распределений параметров H_p и K_p по объектам исследования, которые приведены в табл. 6.1, показал следующее. Распределения величин H_p и K_p в соответствии с критериями согласия не противоречат закону нормального распределения. Для неосушенных торфяных залежей как для H_p , так и K_p данные группируются в две выборки: автодороги, железные дороги колеи 1520 мм и железные дороги колеи 750 мм.

Результаты корреляционного анализа показателей H_p и K_p с параметрами торфяных залежей по объектам исследований приведены в табл. 6.2–6.4.

Из анализа тесноты связей расчетной глубины деформирования H_p колеи 750 мм с рядом параметров следует, что для каждой выборки по степени осушения существует достоверная связь с содержанием сухого вещества по глубине болота $H/(1+e_o)$, которое увеличивает H_p (рис. 6.1).

Для совокупной выборки (колея 750 мм; $r = 0,63$; $N = 228$; H_p, H, m) она может быть представлена выражением

$$H_p = 2,12 + 4,46 \frac{H}{1 + e_o} \pm t \cdot 0,58.$$

Зависимость коэффициента $K_p = f(H/(1+e_o))$ для колеи 750 мм (рис. 5.2) по каждой выборке может быть записана в виде линейного уравнения

$$K_p = A + B \frac{H}{1 + e_o} \pm t \cdot \sigma_{K_p}^{\text{ост}},$$

где A, B – коэффициенты, определяемые по табл. 6.5 в зависимости от степени осушения.

Таблица 6.1. Характеристики распределений параметров H_p и K_p

Степень осушения	Объекты обследования	Параметр	Характеристики			
			\bar{X}	σ_x	As	Ex
Неосушенная залежь	Колея 1520 мм $N = 113$	H_p, m	3,57	1,331	0,615	0,099
		K_p	0,5083	0,1727	0,272	-0,440
	Автодороги $N = 10$	H_p, m	3,06	0,934	-0,181	-1,571
		K_p	0,4645	0,1596	-0,121	-0,535
	Колея 750 мм $N = 32$	H_p, m	3,14	0,4074	-0,244	-0,424
		K_p	1,736	0,2713	0,278	0,320
Автодороги и колея 1520 мм $N = 120$	H_p, m	3,484	1,228	0,528	0,102	
	K_p	0,5018	0,1654	0,247	-0,420	
$h_o < S_k$	Колея 750 мм $N = 43$	H_p, m	3,07	0,3329	-0,780	0,022
		K_p	1,708	0,2183	-0,364	-0,303
$h_o > S_k$	Колея 750 мм $N = 155$	H_p, m	3,47	0,834	0,541	-0,480
		K_p	2,134	0,579	0,347	-0,841
Все объекты $N = 228$	Колея 750 мм	H_p, m	3,355	0,743	0,848	0,423
		K_p	2,003	0,5319	0,765	-0,163

Для железных дорог колеи 1520 мм и автодорог проведен корреляционный анализ связей H_p и K_p от ряда параметров торфяных залежей всех типов (103 поперечника) и с выделением лесотопяной залежи (49 поперечников). Анализ результатов расчета показывает, что H_p возрастает с увеличением глубины болота, ширины полосовой нагрузки, ее величины и с уменьшением сжимаемости торфяной залежи, а коэффициент K_p – с увеличением H, P и уменьшением W_o .

Таблица 6.2. Корреляционная матрица взаимосвязи H_p и K_p с параметрами торфяных залежей для железных дорог колеи 750 мм (в десяти тысячных долях)

Параметр	H_p	P	H	a	R	W_o	$\frac{H}{1+e_o}$	K_p
H_p	1	+3065	+6386	+2832	+1823	-1146	+7705	+6082
P	-2438	1	-0143	+5588	+1068	-1126	+1340	-1630
H	+0065	+3944	1	-0613	+1263	+3635	+8231	+5842
a	+0727	+2018	-0765	1	-1127	+0901	-0119	-5768
R	+3969	-3445	-2902	-1245	1	-2860	+2651	+2417
W_o	-8386	+3789	+1843	+0557	-5757	1	+9516	-1547
$\frac{H}{1+e_o}$	+6389	+0375	+6609	-1301	+1750	-5647	1	+6534
K_p	+8289	-5276	+0496	-4771	+4429	-7803	+6487	1

Примечание. Верх матрицы $h_o < S_k$, низ – $h_o > S_k$.

Таблица 6.3. Корреляционная матрица взаимосвязи H_p и K_p с параметрами торфяных залежей для железных дорог колеи 750 мм (в тысячных долях)

Параметр	H_p	P	H	a	R	W_o	$\frac{H}{1+e_o}$	K_p
H_p	1	-208	+217	+045	-063	-383	+582	+805
P	-234	1	+232	-425	-180	-079	+375	+097
H	-051	+500	1	+065	-445	+512	+716	+134
a	+009	+275	+058	1	-186	+377	-227	-549
R	+383	-320	-325	-199	1	-365	-296	+044
W_o	-724	+447	+485	+208	-561	1	-143	-534
$\frac{H}{1+e_o}$	+633	+075	+538	-158	+162	-416	1	+623
K_p	+829	-328	+050	-477	+443	-780	+649	1

Примечание. Верх матрицы – неосушенная залежь колеи 750 мм, низ – все объекты колеи 750 мм.

Таблица 6.4. Корреляционная матрица взаимосвязи H_p и K_p с параметрами торфяных залежей для автодорог и железных дорог колеи 1520 мм (в тысячных долях)

Параметр	H_p	P	H	a	R	W_o	$\frac{H}{1+e_o}$	$\ln \frac{H}{1+e_o}$	Pg	τ	K_p
H_p	1	+779	+838	+445	+283	-331	+891	+873	-121	-265	+940
P	+768	1	+743	+511	+153	-087	+693	+655	+063	+046	+681
H	+814	+754	1	+299	+261	-048	+911	+826	-185	-414	+812
a	+489	+492	+404	1	+155	-204	+388	+339	+224	+339	+130
R	+166	+227	+273	+364	1	-620	+410	+514	+321	+151	+288
W_o	-189	+092	+074	-228	-152	1	-401	-517	-229	-230	-306
$\frac{H}{1+e_o}$	+866	+681	+926	+482	+285	-284	1	+947	+013	-215	+840
$\ln \frac{H}{1+e_o}$	+852	+685	+872	+462	+346	-343	+948	1	+144	-142	+853
Pg	+213	+264	+146	+118	+283	-140	+168	+237	1	+623	-232
τ	-469	-323	-334	+021	+106	-173	-546	-	+464	1	-458
K_p	+919	+672	+751	+124	+086	-147	+768	+786	-132	-546	1

Примечание. Верх матрицы – торфяная залежь всех типов, низ – торфяная залежь лесотопяного подтипа.

Таблица 6.5. Значения коэффициентов A , B

Коэффициент	Степень осушения залежи		
	неосушенная	$h_o < S_K$	$h_o > S_K$
A	1,00	0,69	1,25
B , 1/м	3,437	3,60	3,10
$\sigma_{K_p}^{ост}$	0,216	0,165	0,405

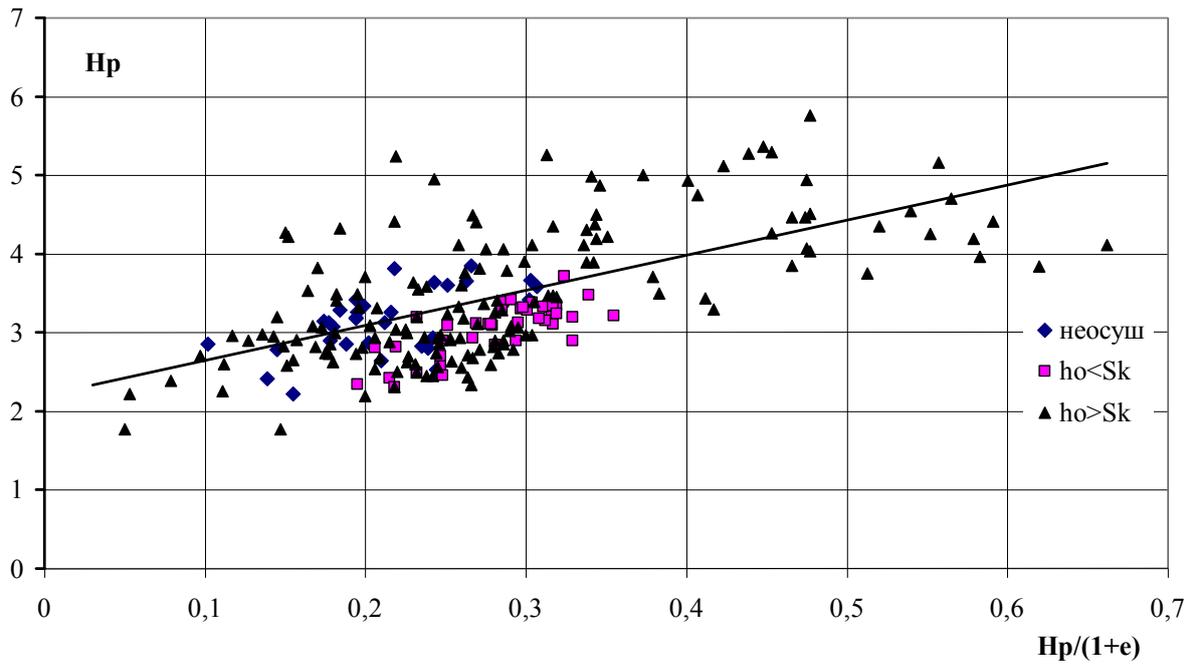


Рис. 6.1. Зависимость расчетной глубины деформирования от содержания сухого вещества в торфяной залежи под насыпями дорог колеи 750 мм

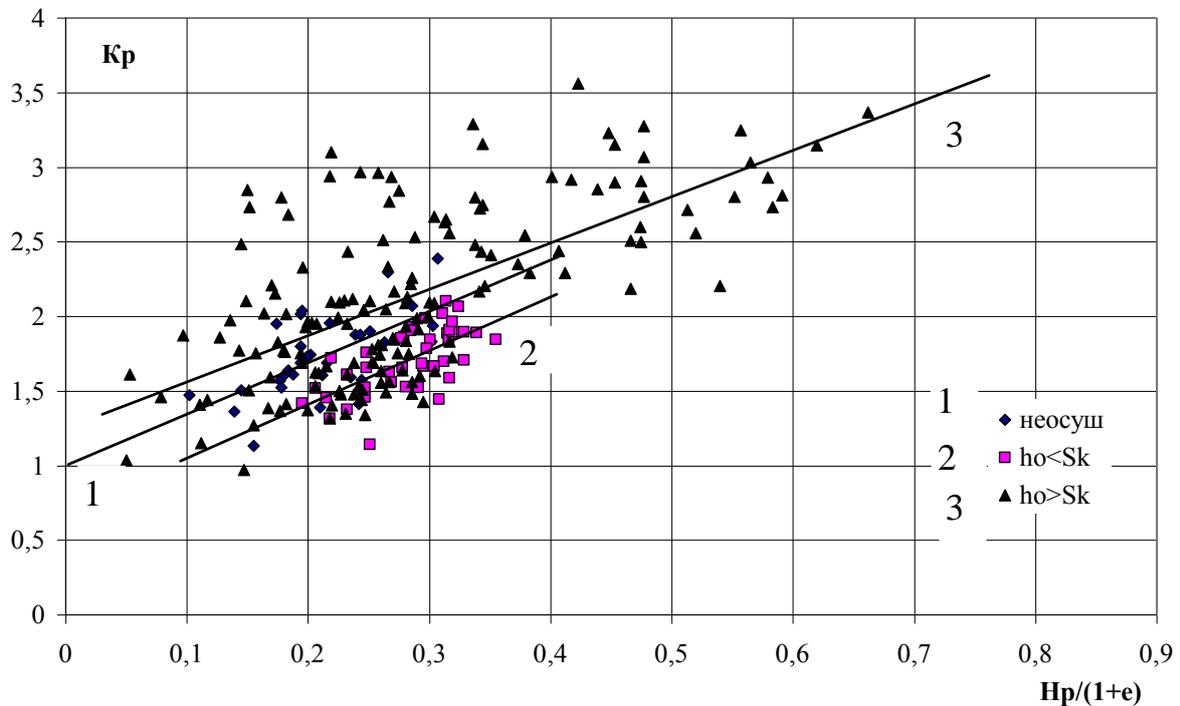


Рис. 6.2. Зависимость коэффициента K_p от содержания сухого вещества в торфяной залежи различной степени осушения под насыпями дорог колеи 750 мм

На основе линейного регрессионного анализа выявлена достоверная связь H_p , м с $H/(1+e_o)$ и получены зависимости (рис. 6.3):

для торфяных залежей всех типов ($r = 0,891$)

$$H_p = 1,32 + 8,56 \frac{H}{1+e_o} \pm t \cdot 0,64;$$

для торфяной залежи лесотопяного подтипа ($r = 0,866$)

$$H_p = 1,20 + 9,22 \frac{H}{1+e_o} \pm t \cdot 0,72.$$

Для автодорог и дорог колеи 1520 мм в соответствии с критериями Фишера связь коэффициента K_p с $H/(1+e_o)$ достоверна и может быть аппроксимирована зависимостью, корреляционное поле которой представлено на рис. 6.4 ($\eta = 0,84$):

$$K_p = 1,075 \left(\frac{H}{1+e_o} \right)^{0,556} \pm t \cdot 0,094.$$

Анализ корреляционных полей (рис. 6.3 и 6.4) показывает, что расчетная глубина деформирования H_p и коэффициент K_p не зависят от строения торфяных залежей, т. е. от их подтипов.

На основе множественного регрессионного анализа, результаты которого приведены в табл. 6.6, для величин H_p и K_p по автодорогам, железным дорогам колеи 1520 мм, а также для колеи 750 мм при учете степени осушения получен ряд многофакторных регрессионных зависимостей со значимыми коэффициентами регрессии (H , м; p – МПа; R , %; W_o , кг/кг; P_g , τ – МПа):

1. Железные дороги колеи 750 мм:

неосушенная торфяная залежь

$$H_p = 2,57 - 41,2 p + 6,36 \left(\frac{H}{1+e_o} \right) \pm t \cdot 0,283; R_{MH} = 0,741;$$

$$K_p = 1,278 - 0,562 a + 0,206 H + \frac{6,47}{W_o} \pm t \cdot 0,179; R_{MH} = 0,779;$$

осушенная торфяная залежь

$h_o < S_K$

$$H_p = 1,585 + 0,369 H + 0,549 a - 0,125 W_o \pm t \cdot 0,194; R_{MH} = 0,827;$$

$$K_p = 2,296 + 0,2 H - 0,484 a - 0,065 W_o \pm t \cdot 0,115; R_{MH} = 0,863;$$

$$h_0 > S_K$$

$$H_p = 0,547 a + 0,149 H + \frac{13,04}{W_0} - 0,173 \pm t \cdot 0,347; R_{MH} = 0,913;$$

$$K_p = 1,975 - 0,917 a + 0,092 H + \frac{7,99}{W_0} \pm t \cdot 0,196; R_{MH} = 0,942;$$

для всех торфяных залежей под насыпями дорог колеи 750 мм

$$H_p = 0,6 a + 0,2154 H + \frac{12,8}{W_0} - 0,4 \pm t \cdot 0,33; R_{MH} = 0,897;$$

$$K_p = 1,703 - 0,798 a + 0,131 H + \frac{7,82}{W_0} \pm t \cdot 0,191; R_{MH} = 0,934.$$

2. Автодороги и железные дороги колеи 1520 мм:

$$H_p = 2,623 + 0,643 H + 17,38 p - 0,018 R - 0,231 W_0 \pm t 0,634; R_{MH} = 0,827;$$

$$H_p = 0,695 H + 0,347 a - 2,604 P_g - 0,48 \pm t 0,74; R_{MH} = 0,857;$$

$$H_p = 0,671 H + 0,367 a - 27,96 \tau - 0,48 \pm t 0,741; R_{MH} = 0,856;$$

$$H_p = 2,048 - 4,237 P_g + 8,587 \left(\frac{H}{1+e_0} \right) \pm t 0,616; R_{MH} = 0,897;$$

$$H_p = 2,152 - 41,31 \tau + 8,332 \left(\frac{H}{1+e_0} \right) \pm t 0,621; R_{MH} = 0,897;$$

$$K_p = 0,864 + 0,268 \ln \left(\frac{H}{1+e_0} \right) - 0,0027 R + 1,67 p \pm t 0,084; R_{MH} = 0,879;$$

$$K_p = 1,03 + 0,283 \ln \left(\frac{H}{1+e_0} \right) - 0,603 P_g \pm t 0,091; R_{MH} = 0,866;$$

$$K_p = 1,03 + 0,267 \ln \left(\frac{H}{1+e_0} \right) - 7,036 \tau \pm t 0,09; R_{MH} = 0,868;$$

$$K_p = 0,335 + 0,0876 H - 4,86 \tau \pm t 0,103; R_{MH} = 0,823;$$

$$K_p = 0,293 + 0,0916 H - 0,347 P_g \pm t 0,104; R_{MH} = 0,819 .$$

Проведем компонентный анализ для торфяных залежей под насыпями автодорог и железных дорог колеи 1520 мм. Рассмотрим влияние вектор-строки параметров торфяных залежей на расчетную глубину деформирования H_p . Результаты корреляционного анализа по главным компонентам пяти показателей торфяных залежей и дисперсии главных компонент, соответствующие их собственным числам, приведены в табл. 6.7.

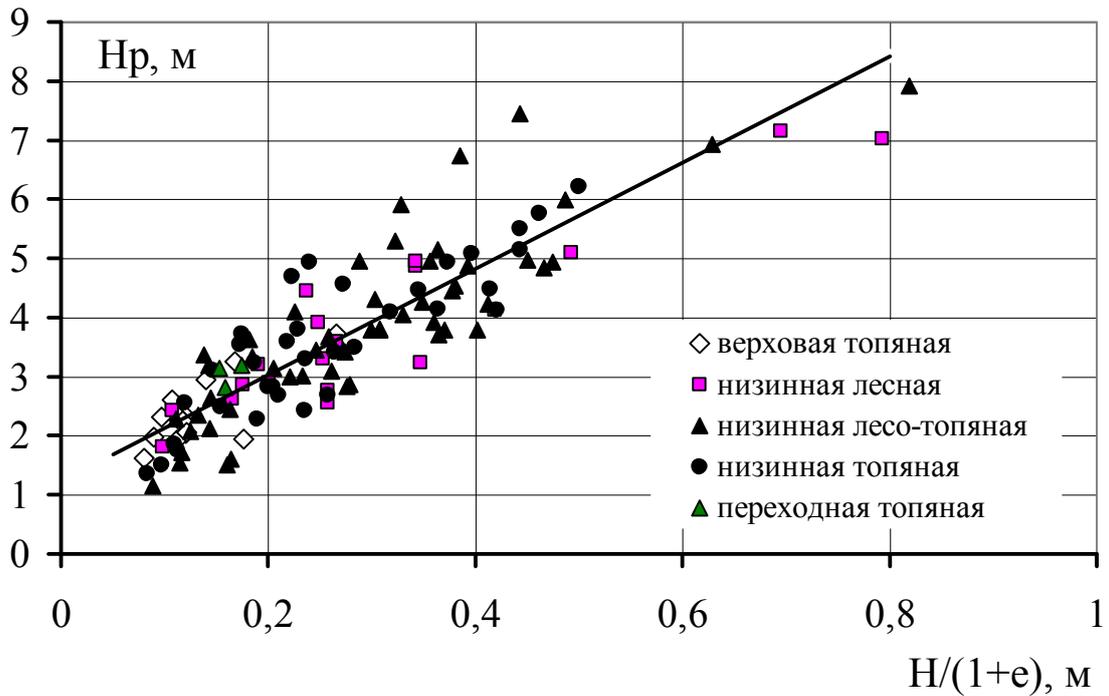


Рис. 6.3. Зависимость расчетной глубины деформирования от содержания сухого вещества в торфяной залежи под насыпями автодорог и дорог колеи 1520 мм

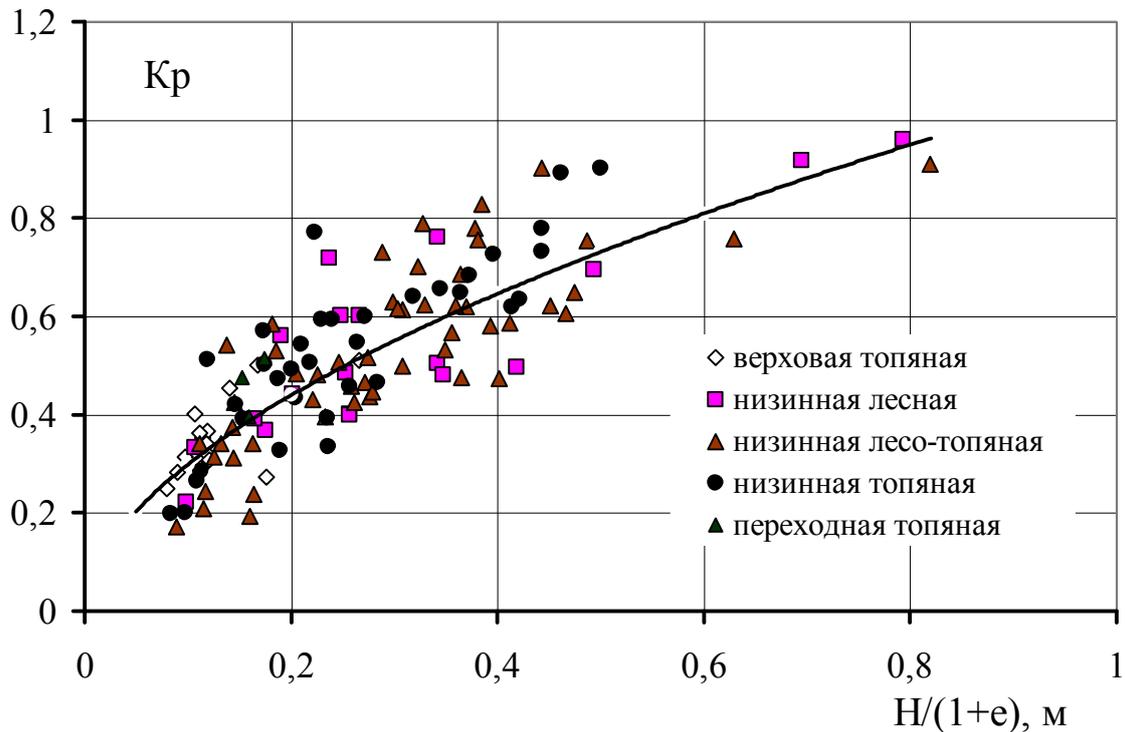


Рис. 6.4. Зависимость коэффициента K_p от содержания сухого вещества в торфяной залежи под насыпями автодорог и дорог колеи 1520 мм

Таблица 6.6. Результаты множественного линейного регрессионного анализа расчетной глубины деформирования H_p и коэффициента K_p

Показатель	Единица измерения	Коэффициент линейной регрессии b_i	Среднеквадратическое отклонение σ_{b_i}	Критерий достоверности t_{b_i}	Свободный коэффициент b_o	$\sigma_{y \text{ ост}}$	$R_{\text{мн}}$	Критерий Фишера достоверности F_R
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Неосушенная торфяная залежь (автодороги, ж. д. колея 1520 мм)								
1) $H_p = f(P, H, a, R, W_o), N = 103$								
P	МПа	20,77	5,448	3,81	1,825	0,557	0,922	201,2
H	м	0,577	0,053	10,88				
a	м	0,120	0,076	1,59				
R	%	-0,0216	0,0068	3,16				
W_o	г/г	-0,2304	0,0318	7,213				
2) $H_p = f(P, H, a, R, W_o), N = 115$								
P	МПа	21,75	6,758	3,22	2,347	0,625	0,902	95,3
H	м	0,614	0,057	10,69				
a	м	-0,011	0,107	0,10				
R	%	-0,017	0,0075	2,30				
W_o	г/г	-0,219	0,036	6,08				
3) $H_p = f(P, H, R, W_o), N = 125$								
P	МПа	17,38	4,419	3,93	2,623	0,634	0,894	119,0
H	м	0,6426	0,0505	12,71				
R	%	-0,0179	0,0071	2,51				
W_o	г/г	-0,231	0,034	6,89				
4) $H_p = f(H, \tau, a), N = 115$								
H	м	0,671	0,0485	13,84	-0,48	0,741	0,856	101,5
τ	МПа	-27,96	13,714	2,04				
a	м	0,367	0,104	3,53				
5) $H_p = f(H, P_g, a), N = 115$								
H	м	0,695	0,046	15,11	-0,48	0,740	0,857	102,3
P_g	МПа	-2,604	1,185	2,20				
a	м	0,347	0,103	3,36				
6) $K_p = f(H, P_g), N = 115$								
H	м	0,0916	0,0062	14,80	0,293	0,104	0,819	114,4
P_g	МПа	-0,347	0,167	2,08				
7) $K_p = f(H, \tau), N = 115$								
H	м	0,0876	0,0064	13,64	0,335	0,103	0,823	117,6
τ	МПа	-4,86	1,901	2,56				

Продолжение табл. 6.6

1	2	3	4	5	6	7	8	9
8) $K_p = f(H, W_o), N = 115$								
H	м	0,0915	0,0058	15,82	0,372	0,098	0,844	138,4
W_o	г/г	-0,019	0,0042	4,55				
9) $H_p = f(\frac{H}{1+e_o}, P, a, R), N = 103$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	6,783	0,5676	11,95	-0,58	0,558	0,921	198,4
P	МПа	23,56	4,948	4,76				
a	м	0,0602	0,0742	0,81				
R	%	-0,0073	0,0057	1,28				
10) $H_p = f(\frac{H}{1+e_o}, a, R), N = 103$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	8,521	0,4802	17,75	-0,06	0,614	0,902	112,2
a	м	0,1916	0,0761	2,52				
R	%	-0,0131	0,0062	2,12				
11) $H_p = f(\frac{H}{1+e_o}, P_g), N = 114$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	8,587	0,398	21,58	2,048	0,616	0,902	241,8
P_g	МПа	-4,237	0,0985	4,30				
12) $H_p = f(\frac{H}{1+e_o}, \tau), N = 124$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	8,332	0,4041	20,62	2,152	0,621	0,897	246,0
τ	МПа	-41,31	10,444	3,95				
13) $K_p = f(\ln(\frac{H}{1+e_o}), R, P), N = 103$								
$\ln(\frac{H}{1+e_o})$	ln(м)	0,2678	0,024	11,16	0,864	0,084	0,879	158,2
R	%	-0,0027	0,0009	2,89				
P	МПа	1,674	0,6767	2,47				

Продолжение табл. 6.6

1	2	3	4	5	6	7	8	9
14) $K_p = f(\ln(\frac{H}{1+e_o}), R), N = 115$								
$\ln(\frac{H}{1+e_o})$	ln(m)	0,310	0,0187	16,63	1,060	0,093	0,857	155,3
R	%	-0,003	0,000 96	3,15				
15) $K_p = f(\ln(\frac{H}{1+e_o}), P_g), N = 115$								
$\ln(\frac{H}{1+e_o})$	ln(m)	0,283	0,0158	17,98	1,030	0,091	0,866	168,0
P_g	МПа	-0,603	0,1453	4,15				
16) $K_p = f(\ln(\frac{H}{1+e_o}), \tau), N = 115$								
$\ln(\frac{H}{1+e_o})$	ln(m)	0,267	0,016	16,66	1,030	0,090	0,868	170,7
τ	МПа	-7,036	1,622	4,34				
Неосушенная торфяная залежь (колея 750 мм)								
1) $H_p = f(P, H, a, R, W_o), N = 31$								
P	МПа	-33,48	12,80	2,61	4,095	0,295	0,754	6,60
H	м	0,425	0,107	3,98				
a	м	0,303	0,408	0,74				
R	%	-0,0096	0,0122	0,78				
W_o	г/г	-0,246	0,048	5,10				
2) $H_p = f(P, H, W_o), N = 31$								
P	МПа	-36,36	11,16	3,26	4,30	0,288	0,741	11,4
H	м	0,432	0,093	4,63				
W_o	г/г	-0,223	0,043	5,18				
3) $H_p = f(\frac{H}{1+e_o}, P), N = 32$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	6,362	1,113	5,71	2,57	0,283	0,741	17,7
P	МПа	-41,2	11,17	3,69				
4) $K_p = f(a, H, 1/W_o) N = 32$								
a	м	-0,562	0,224	2,51	1,278	0,179	0,779	14,4
H	м	0,206	0,0567	3,64				
$1/W_o$	г/г	6,47	1,459	4,43				

Продолжение табл. 6.6

1	2	3	4	5	6	7	8	9
Осушенная торфяная залежь, $h_o < S_K$ (колея 750 мм)								
1) $H_p = f(P, H, a, R, W_o), N = 42$								
P	МПа	4,616	5,83	0,79	1,607	0,198	0,830	15,9
H	м	0,366	0,0464	7,88				
a	м	0,469	0,171	2,75				
R	%	-0,0013	0,0107	0,12				
W_o	г/г	-0,12	0,03	3,99				
2) $H_p = f(H, a, W_o), N = 42$								
H	м	0,369	0,044	8,37	1,585	0,194	0,827	27,4
a	м	0,549	0,028	4,06				
W_o	г/г	-0,125	0,028	4,54				
3) $K_p = f(H, a, W_o), N = 42$								
H	м	0,200	0,026	7,73	2,296	0,115	0,863	36,9
a	м	-0,484	0,080	6,07				
W_o	г/г	-0,065	0,016	4,04				
4) $K_p = f\left(\frac{H}{1+e_o}, P\right), N = 42$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	3,787	0,635	5,96	0,867	0,160	0,700	18,8
P	МПа	-8,406	3,798	2,21				
5) $H_p = f\left(\frac{H}{1+e_o}, a\right), N = 42$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	6,500	0,762	8,53	0,45	0,193	0,824	41,3
a	м	0,429	0,133	3,22				
Осушенная торфяная залежь, $h_o > S_K$ (колея 750 мм)								
1) $H_p = f(a, H, 1/W_o), N = 154$								
a	м	0,547	0,1124	4,86	-0,173	0,347	0,913	250,3
H	м	0,149	0,0313	4,74				
$1/W_o$	г/г	13,04	0,177	27,32				
2) $K_p = f(a, H, 1/W_o), N = 154$								
a	м	-0,917	0,0634	14,47	1,975	0,196	0,942	396,2
H	м	0,092	0,0177	5,21				
$1/W_o$	г/г	7,986	0,269	29,67				

Окончание табл. 6.6

1	2	3	4	5	6	7	8	9
Вся совокупность объектов колеи 750 мм								
1) $H_p = f(a, H, P, I/W_o), N = 228$								
a	м	0,648	0,0928	6,98	-0,336	0,327	0,900	236,6
H	м	0,237	0,0239	9,91				
P	МПа	-8,511	3,984	2,14				
I/W_o	г/г	12,60	0,429	29,39				
2) $H_p = f(a, H, I/W_o), N = 228$								
a	м	0,600	0,090 75	6,61	-0,40	0,330	0,897	309,1
H	м	0,2154	0,0219	9,84				
I/W_o	г/г	12,80	0,421	30,38				
3) $K_p = f(a, H, I/W_o), N = 228$								
a	м	-0,798	0,0526	15,16	1,703	0,191	0,934	510,0
H	м	0,1307	0,0127	10,30				
I/W_o	г/г	7,820	0,2444	32,00				
4) $H_p = f\left(\frac{H}{1+e_o}, I/W_o, a\right), N = 228$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	2,072	0,2565	8,07	0,23	0,348	0,886	271,2
I/W_o	г/г	9,302	0,471	19,74				
a	м	0,624	0,096	6,51				
5) $K_p = f\left(\frac{H}{1+e_o}, I/W_o, a\right), N = 228$								
$\frac{H}{1+e_o}$	м	1,320	0,147	8,98	2,072	0,199	0,928	464,7
I/W_o	г/г	5,639	0,270	20,88				
a	м	-0,782	0,0549	14,25				

Примечания. 1. При 5%-м уровне значимости стандартное значение критерия Фишера для всех выборок колеблется от 1,88 до 1,36. 2. $\sigma_y^{ост}$ – остаточное среднеквадратическое отклонение. 3. R_{mn} – коэффициент множественной корреляции.

Анализ материалов табл. 6.7 показывает, что первые три компонента объясняют 88,9% общей дисперсии параметров. При этом первая главная компонента образована в равной мере всеми показателями и может быть признана генеральной, а остальные относятся к общим групповым. Вторую компоненту образуют общетехнические свойства торфяной залежи (W_o и R), третью – показатели геометрии насыпей дорог и торфяной залежи (H , a).

Таблица 6.7. Матрица коэффициентов корреляции параметров с главными компонентами

Показатели	Компоненты				
	K _I	K _{II}	K _{III}	K _{IV}	K _V
R, %	+0,542	-0,682	-0,235	+0,373	+0,112
a, м	+0,662	+0,164	+0,704	+0,175	-0,091
p, МПа	+0,823	+0,439	-0,065	-0,182	+0,304
H, м	+0,775	+0,373	-0,427	+0,006	-0,280
W _о , кг/кг	-0,473	+0,778	-0,114	+0,390	+0,080
Дисперсии компонент, %	45,3	28,6	15,0	7,1	4,0

Построение линии регрессии по главным компонентам показало достоверное влияние на расчетную глубину деформирования H_p с вероятностью 0,95 всех пяти компонент (табл. 6.8), а само уравнение имеет вид [100]

$$H_p - 3,61 = 0,781 K_I + 0,227 K_{II} - 0,269 K_{III} - 0,542 K_{IV} - 0,513 K_V \pm t 0,56.$$

Величина компонент определяется по данным матрицы весов показателей в главных компонентах при значимых коэффициентах корреляции (см. табл. 6.7) по выражениям:

$$K_I = 0,036 R^0 + 0,518 a^0 + 32,9 p^0 + 0,322 H^0 - 0,142 W_o^0;$$

$$K_{II} = -0,054 R^0 + 22,08 p^0 + 0,195 H^0 + 0,294 W_o^0;$$

$$K_{III} = 0,026 R^0 + 0,957 a^0 - 0,309 H^0;$$

$$K_{IV} = 0,059 R^0 + 0,296 W_o^0;$$

$$K_V = 41,14 p^0 - 0,393 H^0,$$

где $R^0 = (R - 31,3)$, %; $a^0 = (a - 7,02)$, м; $p^0 = (p - 0,0734)$, МПа;

$H^0 = (H - 3,06)$, м; $W_o^0 = (W_o - 7,25)$, кг/кг.

Анализ влияния показателей на H_p через главные компоненты показывает, что из всех показателей торфяной залежи только ее глубина через все главные компоненты увеличивает параметр H_p , а остальные показатели через одни компоненты увеличивают H_p , а через другие - уменьшают.

Для коэффициента K_p результаты корреляционного анализа по главным компонентам для трех показателей торфяных залежей под насыпями автодорог и дорог колеи 1520 мм приведены в табл. 6.9.

Первые две главные компоненты объясняют 92,1% общей дисперсии признаков. Первая компонента является генеральной и образована в равной мере всеми показателями, вторая – дисперсной характеристикой торфяной залежи и воздействием на нее насыпи дороги.

Таблица 6.8. Результаты построения регрессионного уравнения по главным компонентам для параметров H_p и K_p

Параметр $У$	Компоненты	Дисперсии компонент, %	Коэффициент регрессии b_K	Среднеквадратическое отклонение σ_{b_K}	Критерий достоверности t_{b_K}
Вектор-строка $X = [R, a, p, H, W_o]$					
$H_p, м$	K_I	45,3	+0,7812	0,0367	21,30
	K_{II}	28,6	+0,2267	0,046 21	4,91
	K_{III}	15,0	-0,2686	0,0637	4,22
	K_{IV}	7,1	-0,542	0,0927	5,85
	K_V	4,0	-0,5130	0,1241	4,13
Вектор-строка $X = [\ln(H/(1 + e_o)), R, p]$					
K_p	K_I	63,7	+0,0997	0,0060	16,57
	K_{II}	24,8	-0,0464	0,0090	5,15
	K_{III}	7,9	+0,1022	0,0171	6,00

Регрессионное уравнение для коэффициента K_p , полученное по методу главных компонент при достоверном их влиянии, имеет вид

$$K_p - 0,512 = 0,1 K_I - 0,0464 K_{II} + 0,1022 K_{III} \pm t 0,084 .$$

Величину главных компонент определяют по выражениям:

$$K_I = 1,248 \left[\ln \left(\frac{H}{1 + e_o} \right) + 1,459 \right] + 0,045(R - 31,3) + 33,97 (p - 0,0734);$$

$$K_{II} = 0,075(R - 31,3) - 36,74 (p - 0,0734);$$

$$K_{III} = 1,364 \left[\ln \left(\frac{H}{1 + e_o} \right) + 1,459 \right] - 33,41 (p - 0,0734).$$

Таблица 6.9. Матрица коэффициентов корреляции показателей с компонентами

Показатели	Компоненты		
	K_I	K_{II}	K_{III}
$\ln(H/(1 + e_o))$	+0,932	-0,043	+0,359
R	+0,658	+0,730	-0,188
p	+0,781	-0,563	-0,271
Дисперсии компонент, %	63,7	28,4	7,9

Анализ результатов расчета показывает, что из трех показателей только содержание сухого вещества в залежи через все компоненты достоверно увеличивает коэффициент K_p , а остальные показатели через одни компоненты увеличивают K_p , а через другие – уменьшают.

Об адекватности полученных регрессионных уравнений свидетельствуют графики сравнения фактических и расчетных данных (рис. 6.5).

Результаты оценки расчетной глубины деформирования торфяного основания под насыпями дорог позволяют учитывать геометрические параметры насыпи и основания при расчетах конечных осадков.

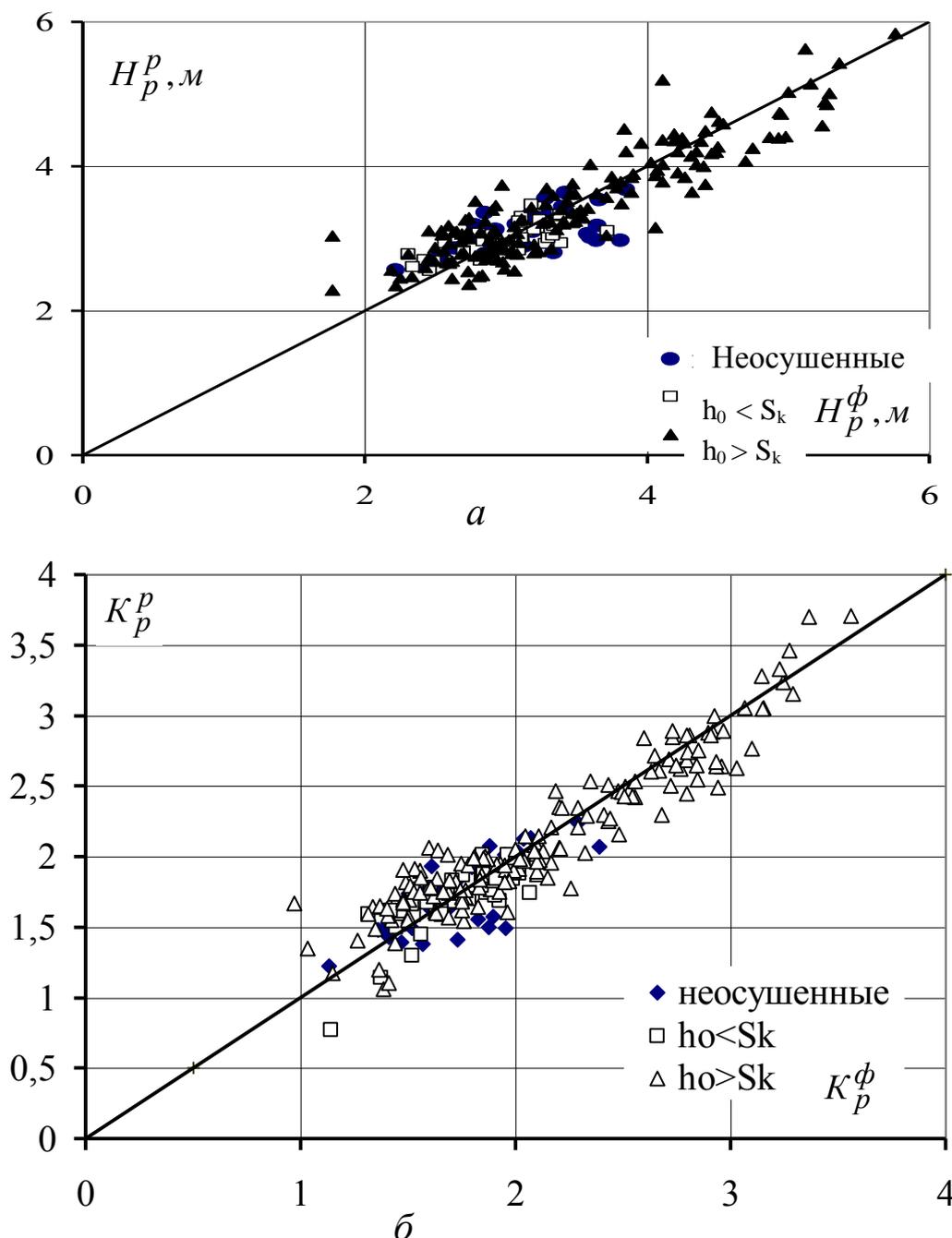


Рис. 6.5. Сравнение расчетных и фактических значений глубин деформирования H_p (а) и коэффициента K_p (б) для дорог колеи 750 мм

7. ХАРАКТЕРИСТИКА ПРОЕКТИРУЕМЫХ ОБЪЕКТОВ

Вышеприведенный алгоритм по определению объема земляных работ был апробирован при проектировании лесовозных железных дорог широкой колеи на болотах. Был проведен комплекс полевых и лабораторных исследований. Проводились зондировка болот, отбор проб торфа и других слабых грунтов нарушенной и ненарушенной структур, оценка их прочностных свойств. В лаборатории определялись физико-технические свойства грунтов, компрессионные и прочностные характеристики, по которым производилось проектирование насыпей на болотах.

7.1. Оценка прочностных свойств

Одним из параметров прочностных свойств слабых грунтов является сопротивление сдвигу, которое определяется как полевыми, так и лабораторными методами испытаний. При полевых исследованиях методом вращательного среза определяется предельное сопротивление сдвигу, а лабораторные испытания позволяют оценить величину сцепления C и угол внутреннего трения φ [1,2].

Материалы статистической обработки величины предельного сопротивления сдвигу τ^e торфа в естественном состоянии показали [91]: распределения величины τ^e по видам торфа в узких интервалах степени разложения R и влагосодержания W_0 подчинены закону нормального распределения, что подтверждается исследованиями других авторов. Кроме того, нормально распределена величина предельного сопротивления сдвигу, приведенного к твердой фазе ($\tau^e / (1 + W_0/0,65)$). Параметры распределений по видам торфа приведены в табл. 7.1.

По видам торфа зависимость предельного сопротивления сдвигу, приведенного к твердой фазе, от влагосодержания может быть принята незначимой. Поэтому, применив методику последовательного исключения влияния параметров влагосодержания W_0 и степени разложения R на τ^e , получим для всего торфа зависимость $\tau^e = f(W_0, R)$ с $R_{\text{мн}} = 0,852$:

$$\tau^e = \frac{330 - 4R}{1 + W_0/0,65} + 0,087 R - 0,26 \pm t1,89.$$

Влияние структуры торфа на предельное сопротивление сдвигу можно оценить через совмещенное испытание торфяного грунта при нарушенной и ненарушенной структуре крыльчаткой СК-8 или СК-10. Это влияние предлагается оценивать через индекс (коэффициент) чувствительности $Ч$ [1, 2].

Проведенное сравнение величины предельного сопротивления сдвигу (кПа) при ненарушенной (τ^e) и нарушенной (τ^h) структуре торфа под насыпью и вне ее показало существенное влияние структуры торфа.

На основе корреляционного анализа выявлено, что между величинами предельного сопротивления сдвигу для торфа нарушенной и ненарушенной структуры существует линейная связь как для торфа в целом, так и в интервалах влагосодержания (табл. 7.2), которая описывается зависимостью

$$\tau^h = A + B\tau^e \pm t \sigma_{\text{ост}} \quad (7.1)$$

Остаточное среднеквадратическое отклонение $\sigma_{\text{ост}}$ для торфа в естественном состоянии в целом непостоянно и может быть оценено по зависимости

$$\sigma_{\text{ост}} = 0,12 \tau^e,$$

причем $r = 0,875$.

Таблица 7.1. Параметры распределений по видам торфа

Вид торфа	Параметры распределений величины $\tau^e / \left(\frac{W_0}{0,65} \right)$		Число опытов
	Среднее $\bar{\tau}$, кПа	Среднеквадратическое отклонение σ_{τ} , кПа	
1	2	3	4
Древесный низинный	214,2	71,1	20
Ольховый низинный	191,7	68	85
Березовый низинный	190,6	57,2	21
Сосновый низинный	217,2	60,0	57
Древесно-осоковый низинный	215,1	78,2	149
Древесно-сфагновый низинный	209,6	71,5	14
Хвощевой низинный	205,1	76,6	11
Тростниковый	248,0	35,2	5
Вахтовый низинный	256,3	75,8	13
Осоковый низинный	198,7	57,9	165
Шейхцериевый низинный	274,9	88,7	36
Осоково-гипновый низинный	171,6	70,9	51
Осоково-сфагновый низинный	193,5	86,6	14
Гипновый низинный	217,4	34,1	7
Сфагновый низинный	266,7	76,8	26
Древесный переходный	230,8	87,9	10

Окончание табл. 7.1

1	2	3	4
Древесно-осоковый переходный	223,2	65,3	38
Древесно-сфагновый переходный	245,3	48,7	9
Шейхцериевый переходный	256,8	100,3	37
Осоковый переходный	239,4	62,8	57
Осоково-сфагновый переходный	258,7	99,8	17
Сфагновый переходный	223,4	83,7	15
Сосновый верховой	238,7	84,2	11
Сосново-пушицевый верховой	252,6	101,3	9
Пушицевый верховой	230,8	72,3	26
Пушицево-сфагновый верховой	258,2	105,8	17
Шейхцериево-сфагновый верховой	245,2	93,3	47
Фускум-торф	200,3	72,8	71
Магелланикум	204,8	84,2	44
Комплексный	309,8	68,2	10
Сфагнуво-мочажинный	274,1	115,8	35
Сфагновый верховой	300,8	85,2	12

Для торфа верхних слоев залежи (сплавина) ($r = 0,843$) зависимость (7.1) примет вид

$$\tau^h = 0,08 + 0,68 \tau^e \pm t 0,81.$$

Для торфа под телом насыпи (т. е. в напряженном состоянии) ($r = 0,835$) зависимость (7.1) имеет вид

$$\tau^h = 0,46 \tau^e \pm t 0,094 \tau^e.$$

Для сапропелей, залегающих под слоем торфа, ($r = 0,971$) справедлива также зависимость (7.1)

$$\tau^h = 0,26 + 0,577 \tau^e \pm t 0,95.$$

Индекс чувствительности $Ч$ (отношение величины сдвига при ненарушенной структуре к величине сдвига при нарушенной структуре) торфа при естественном состоянии колеблется от 1,1 до 4,0, а при условии нагружения телом насыпи – от 1,3 до 4,5.

Таблица 7.2. Параметры зависимостей прочностных свойств торфа с нарушенной структурой по интервалам влагосодержания

Интервал влаго- содержания, кг/кг	Параметры зависимости $\tau^H = A + B\tau^e \pm t\sigma_{ост}$, кПа					Параметры распределений		
	A	B	$\sigma_{ост}$	Коэффи- циент корреля- ции r	$\bar{\tau}^H$	σ_{τ^H}	$\bar{\tau}^e$	σ_{τ^e}
4...5	-10,3	0,728	5,36	0,88	16,85	11,25	37,31	13,6
5...6	16,2	0,019	6,70	0,03	16,97	6,79	38,67	10,27
6...7	5,8	0,313	3,25	0,60	14,96	4,07	29,52	7,86
7...8	3,6	0,306	3,06	0,60	12,26	3,81	28,34	7,44
8...9	3,6	0,279	1,97	0,70	9,57	2,76	21,47	6,92
9...10	2,7	0,421	3,26	0,74	10,88	4,82	19,33	8,42
10...12	0,67	0,478	1,98	0,78	7,38	3,17	14,09	5,19
12...15	0,46	0,694	1,62	0,87	7,76	3,31	10,53	4,16
15...17	1,34	0,465	1,31	0,80	4,47	2,17	6,72	3,73
4...17	0,14	0,426	–	0,88	–	–	–	–

Корреляционный анализ показал, что между индексом чувствительности и влагосодержанием W торфа наблюдается достоверная прямолинейная связь, которая для торфа в естественном состоянии (т. е. вне насыпи) имеет зависимость вида

$$C = 2,71 - 0,072 W_0 \pm t(1,05 - 0,037 W_0),$$

а для торфа под телом насыпи (т. е. в нагруженном состоянии)

$$C = 3,21 - 0,189 W_p \pm t(1,42 - 0,17 W_p),$$

где W_0, W_p – влагосодержание торфа вне и под насыпью, г/г.

Лабораторные испытания торфа на прочность позволяют определить величину сцепления C и угол внутреннего трения φ . Величина сцепления уменьшается с ростом естественного влагосодержания и увеличивается с ростом степени разложения [1, 2, 30]. Для предварительных расчетов прочностные параметры C (кПа), φ (градус) могут быть определены по зависимостям от W_0 (г/г) [30]:

$$C = 3,0 + 260/W_0^2; \sigma_c = 0,49 C;$$

$$\varphi = 26,7 + 0,8 W_0; \sigma_\varphi = 4,9^\circ.$$

Анализируя зависимости $C = f(\tau^e)$, можно заключить, что они линейны, а свободный коэффициент почти всех этих зависимостей незначимо отличается от нуля, т. е. $C = B \tau^e$. В интервалах $W_0 = \text{const}$ коэффициент B непостоянен (табл. 7.3). Зависимость $B = f(W_0)$ может быть описана параболой. Коэффициент B для $W_0 = \text{const}$ у верхового типа торфа больше, чем у низинного. Для верхового типа торфа B снижается

до $W_0 = 9,9$ кг/кг, а затем возрастает. Аналогичный характер изменения B наблюдается и у низинного типа торфа до $W_0 = 6,6$ кг/кг.

Зависимость $B = f(W_0)$ имеет вид:

для всего торфа

$$B = 0,8 - 0,072 W_0 + 4,2 \cdot 10^{-3} W_0^2;$$

торфа верхового типа

$$B = 0,85 - 0,064 W_0 + 3,1 \cdot 10^{-3} W_0^2;$$

торфа низинного типа

$$B = 1,04 - 0,173 W_0 + 1,3 \cdot 10^{-2} W_0^2.$$

Таблица 7.3. Параметры зависимостей прочностных свойств для всего торфа по интервалам влагосодержания

Интервал влагосодержания, г/г	Параметры зависимости $C = A + B\tau^e \pm t\sigma_{ocm}$, кПа				Параметры распределений			
	A	B	σ_{ocm}	Кэф-фиц. коррел. r	\bar{C}	σ_c	$\bar{\tau}^e$	σ_{τ^e}
≤ 5	3,94	0,428	4,70	0,48	15,25	5,35	26,39	5,97
5...7	4,57	0,332	2,85	0,59	12,0	3,52	22,96	6,20
7...9	1,83	0,408	2,57	0,63	9,54	3,30	18,90	5,08
9...11	3,81	0,299	3,17	0,55	9,36	3,80	18,58	7,00
11...13	-0,2	0,564	1,97	0,69	7,1	3,86	12,93	5,43

В интервалах степени разложения $R = \text{const}$ зависимость $C = f(\tau^e)$ также линейна. Совмещенные графики зависимостей C , τ^H , τ^e от естественного влагосодержания W_0 приведены на рис. 7.1.

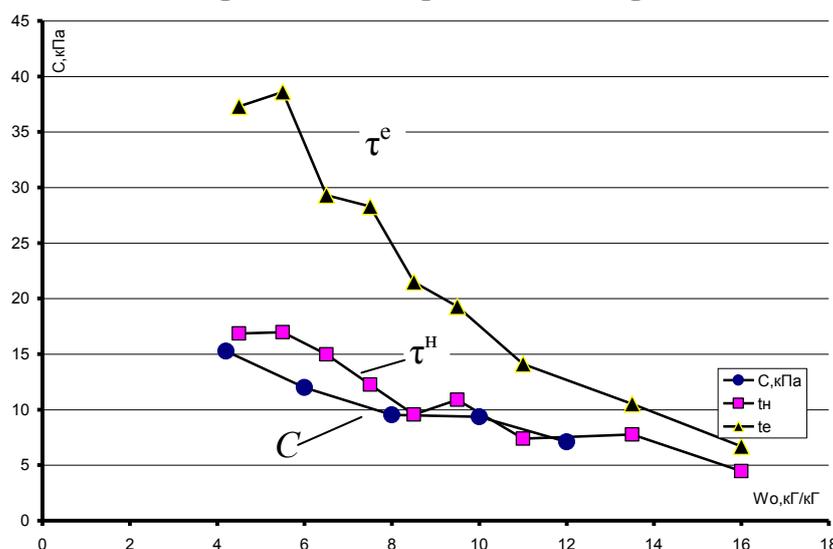


Рис. 7.1. График зависимости параметров прочностных свойств от влагосодержания

Графики зависимостей C и τ^n практически совпадают, и величину сцепления торфа можно предположительно оценить по величине предельного сопротивления торфа нарушенной структуры, определенной в полевых условиях.

7.2. Результаты расчета объемов земляных работ по объектам

Расчет объема земляных работ при безвыторфовочном способе проектирования проводился по методике, изложенной в разделе 1. Объектами проектирования являлись лесовозные дороги широкой колеи, расположенные в северо-западном регионе России (Заонежская и Мезенская железные дороги). Протяженность участков болот по трассе дорог приведена в табл. 7.4. При этом глубина болот менее двух метров по трассе дорог составляла от 75 до 90% (табл. 7.4). По СН (строительным нормам) в этом случае рекомендуется удаление торфа.

Методика безвыторфовочного способа проектирования насыпей дорог на болотах позволила получить надежные и достоверные результаты при значительном сокращении материальных ресурсов и финансовых затрат. Результаты сопоставления объемов земляных работ на возведение насыпей на болотах ниже их поверхности по объектам приведены в табл. 7.4. Объемы работ по надземным частям насыпей приняты одинаковыми.

Таблица 7.4. Материалы по объектам проектирования

Объект	Протяженность болот, % (км)		Объем земляных работ, тыс. м ³		Экономия на 1 км, тыс. м ³
	Всего	$H_0 \leq 2$ м	Удаление торфа	Безвыторфовочный способ	
Заонежская ж. д.	15 (9,0)	75	317,3	93,3	25
Мезенская ж. д. (1-я очередь)	40 (12,3)	90	216,7	71,0	12
Мезенская ж. д. (2-я очередь)	10 (4,2)	90	103,4	35,1	16

Безвыторфовочный метод проектирования насыпей дорог на болотах оказался эффективным, так как уменьшение объемов земляных работ на 1 км протяженности трассы дороги на болоте составляет от 12 до 25 тыс. м³. При этом следует учесть и экономию затрат за счет отмены работ по выторфовыванию.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Амарян, Л.С.** Прочность и деформируемость торфяных грунтов [Текст] / Л.С. Амарян. М.: Недра, 1969. 192 с.
2. **Амарян, Л.С.** Свойства слабых грунтов и методы их изучения [Текст] / Л.С. Амарян. М.: Недра, 1990. 220 с.
3. **Амарян, Л.С.** О закономерностях одномерного уплотнения органо-минеральных грунтов [Текст] / Л.С. Амарян // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1980. № 5. С. 27–29.
4. **Амарян, Л.С.** Особенности деформируемости неосушенной торфяной залежи под штампами и колесами машин [Текст] / Л.С. Амарян, В.К. Кириллов // Торфяная промышленность. 1989. № 1. С.16–19.
5. **Амарян, Л.С.** Закономерности консолидации и структурно-механические свойства торфяных грунтов [Текст] / Л.С. Амарян, Г.В. Сорокина, Л.В. Остроумова // Труды к VIII Международному конгрессу по механике грунтов и фундаментостроению. М.: Стройиздат, 1973. С. 178–189.
6. **Амарян, Л.С.** Исследование сапропелей как оснований сооружений [Текст] / Л.С. Амарян, В.А. Филин // Тр. СОЮЗДОРНИИ. М., 1976, Вып. 90. С. 75–82.
7. **Амагаев, В.М.** Исследование работы и выбор метода расчета верхнего строения временных путей колеи 750 мм на торфяном основании: автореф. дис. ... канд. техн. наук [Текст] / В.М. Амагаев. Калинин, 1971. 27 с.
8. **Амагаев, В.М.** О минимальной толщине земляного полотна автомобильных дорог на болотах по условию прочности дорожных одежд [Текст] / В.М. Амагаев, А.С. Королев // Транспорт промышленных предприятий. Калинин, 1977. С. 102–106.
9. **Амагаев, В.М.** Расчет верхнего строения железнодорожных путей колеи 750 мм на торфяном основании [Текст] / В.М. Амагаев, А.С. Королев // Технология производства и переработки торфа. М.: Недра, 1970. Вып. V (XVIII). С. 91–95.
10. **Архангельский, А.Н.** Определение упругих деформационных характеристик торфа [Текст] / А.Н. Архангельский, А.С. Королев // Торфяная промышленность. 1980. № 9. С. 13–14.
11. **Архангельский, А.Н.** Установление рациональной высоты насыпи узкоколейных железных дорог на болотах [Текст] / А.Н. Архангельский, А.С. Королев // Технология и комплексная механизация торфяного производства. Калинин: КГУ, 1982. С. 71–75.
12. **Архангельский, А.Н.** Исследование работы верхнего строения торфовозных железнодорожных путей [Текст] / А.Н. Архангельский,

А.С. Королев, Б.А. Федоров // Торфяная промышленность. 1984. № 8. С. 14–16.

13. **Базин, Е.Т.** Изучение механизма уплотнения водонасыщенного торфа [Текст] / Е.Т. Базин, А.С. Королев // Торф и его переработка. М.: Недра, 1968. С. 283–289.

14. **Бальшин, М.Ю.** О связи между пористостью, сечением и свойствами порошковых материалов [Текст] / М.Ю. Бальшин // Доклады АН СССР. 1964. Т. 154, № 1. С. 5–9.

15. **Бронин, В.Н.** Прогноз скорости деформации торфяных грунтов в случае одномерной задачи: автореф. дис. ... канд. техн. наук [Текст] / В.Н. Бронин. Л., 1973. 25 с.

16. **Булычев, В.Г.** Особенности передвижения влаги в сильносжимаемых органических грунтах [Текст] / В.Г. Булычев, Л.С. Амарян, Е.Т. Базин // Строительство на слабых грунтах. Рига, 1970. С. 32–96.

17. **Викторов, И.И.** О дальнейшем усовершенствовании основных требований к проектированию железнодорожных насыпей на болотах [Текст] / И.И. Викторов // Проектирование сооружения земляного полотна. М.: 1961. С. 4–32.

18. **Вихляев, И.И.** Торф на строительстве канала Москва – Волга 1932–1937 гг. [Текст] / И.И. Вихляев. М.; Л.: Гос. изд-во строительной литературы, 1940. 191 с.

19. **Власов, А.Н.** Эффективные характеристики деформационных свойств слоистых пород [Текст] / А.Н. Власов, В.П. Мерзляков, С.Б. Ухов // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1990. № 4. С. 19–21.

20. **Власов, В.З.** Балки, плиты и оболочки на упругом основании [Текст] / В.З. Власов, Н.Н. Леонтьев. М.: Физматгиз, 1960. 491с.

21. **Гамаюнов, Н.И.** Водные свойства торфа [Текст] / Н.И. Гамаюнов, И.И. Лиштван, Е.Т. Базин // Вопросы физикохимии торфа. Калинин: КГУ, 1977. С. 4–26.

22. **Горбунов-Посадов, М.И.** Расчет конструкций на упругом основании [Текст] / М.И. Горбунов-Посадов, Т.А. Маликова. М.: Стройиздат, 1973. 627 с.

23. **Гусева, В.И.** Деформативные свойства гумусированных сильносжимаемых суглинков Западной Сибири [Текст] / В.И. Гусева // Слабые глинистые грунты. Материалы Всесоюзного совещания по строительству на слабых глинистых грунтах. Таллин, 1965. С. 83–86.

24. **Дрозд, П.А.** Сельскохозяйственные дороги на болотах [Текст] / П.А. Дрозд. Минск: Урожай, 1966. 167 с.

25. **Евгеньев, И.Е.** Строительство автомобильных дорог через болота [Текст] / И.Е. Евгеньев. М.: Транспорт, 1968. 220 с.

26. **Евгеньев, И.Е.** Земляное полотно автомобильных дорог на слабых грунтах [Текст] / И.Е. Евгеньев, В.Д. Казарновский. М.: Транспорт, 1976. 271 с.

27. **Егоров, К.Е.** О деформации основания конечной толщины [Текст] / К.Е. Егоров // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1961. № 1. С. 4–6.

28. **Заяц, В.Н.** Об упругих свойствах и релаксации торфа [Текст] / В.Н. Заяц // Вопросы осушения. Киев, 1964. С. 11–15.

29. **Иванов, Н.Н.** Некоторые теоретические обоснования деформации насыпей на болотах [Текст] / Н.Н. Иванов // Устройство земляных насыпей на болотах взрывным способом. М., 1938. С. 124–146.

30. **Ивкина, Т.Н.** Исследование закономерностей деформирования торфяных грунтов под насыпями: автореф. дис. ... канд. техн. наук [Текст] / Т.Н. Ивкина. Калинин, 1975. 20 с.

31. Инструкция по расчету дорожных насыпей на болотных грунтах [Текст] : РСН 09-76. Минск, 1976. 59 с.

32. **Казарновский, В.Д.** О прогнозе осадок насыпей на торфяных грунтах [Текст] / В.Д. Казарновский, Э.К. Кузахметова, Л.И. Чернявская // Тр. СОЮЗДОРНИИ. М., 1972. Вып. 60. С. 37–65.

33. **Исаев, А.В.** Исследование механических свойств торфа ненарушенной структуры: автореф. дис. ... канд. техн. наук [Текст] / А.В. Исаев. Калинин, 1969. 18 с.

34. **Канатов, И.И.** Вопросы проектирования железнодорожного земляного полотна на болотах [Текст] / И.И. Канатов // Проектирование и сооружение земляного полотна. М.: Трансжелдориздат, 1961. Вып. 40. С. 33–72.

35. **Коваленко, Н.П.** Предпостроечное уплотнение торфяной залежи [Текст] / Н.П. Коваленко, А.Д. Худяков, В.С. Гореликов. Архангельск, 1971. 126 с.

36. **Коновалов, П.А.** Строительство сооружений на заторфованных территориях [Текст] / П.А. Коновалов. М.: Стройиздат, 1995. 340 с.

37. **Королев, А.С.** Исследования и расчет осадок торфяного основания под железнодорожными путями узкой колеи торфопредприятий: автореф. дис. ... канд. техн. наук [Текст] / А.С. Королев. Калинин, 1966. 23 с.

38. **Королев, А.С.** Определение компрессионных свойств глинистых грунтов и торфов графоаналитическим методом [Текст] / А.С. Королев // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1965. № 6. С. 26–28.

39. **Королев, А.С.** Расчет конечной осадки инженерных сооружений на торфяном основании [Текст] / А.С. Королев // Изв. вузов. Горный журнал. 1963. № 11. С. 39–45.

40. **Королев, А.С.** Теоретическое и экспериментальное обоснование метода расчета конечных осадок насыпей на болотах [Текст] / А.С. Королев // Труды СОЮЗДОРНИИ. М., 1973. Вып. 64. С. 132–143.

41. **Королев, А.С.** Определение минимальной высоты железнодорожной насыпи на торфяном основании по условию прочности верхнего строения пути [Текст] / А.С. Королев, В.М. Амагаев, А.Н. Архангельский // Вопросы промышленного транспорта. Калинин, 1974. С. 60–68.

42. **Королев, А.С.** Установление корреляционных связей между физико-механическими свойствами торфа [Текст] / А.С. Королев, Т.Н. Ивкина, А.Н. Архангельский // Труды СОЮЗДОРНИИ. М., 1973. Вып. 64. С. 78–88.

43. **Королев, А.С.** Определение конечных деформаций торфяного основания от действия внешних нагрузок [Текст] / А.С. Королев, А.Т. Левитин // Материалы к 1 Всесоюзной конференции по строительству на торфяных грунтах. Калинин, 1972. Ч. II. С. 66–72.

44. **Королев, А.С.** Определение объема земляных работ при проектировании насыпи на болотах [Текст] / А.С. Королев, Б.А. Федоров // Торфяная промышленность. 1980. № 6. С. 15–18.

45. **Королев, А.С.** Оценка деформационных свойств торфяных залежей по результатам натурных обследований насыпи на болотах [Текст] / А.С. Королев, Б.А. Федоров // Технология, комплексная механизация и автоматизация торфяного производства. Калинин: КГУ, 1981. С. 69–75.

46. **Королев, А.С.** Оценка параметров компрессионных кривых торфа методами математической статистики [Текст] / А.С. Королев, Б.А. Федоров // Изв. вузов. Горный журнал. 1981. № 7. С. 14–18.

47. **Королев, А.С.** Прогнозирование процесса консолидации торфяных оснований под насыпями железных дорог [Текст] / А.С. Королев, Б.А. Федоров // Транспорт промышленных предприятий. Калинин: КГУ, 1978. С. 119–127.

48. **Королев, А.С.** Расчет коэффициента сжимаемости слабых грунтов [Текст] / А.С. Королев, Б.А. Федоров // Изв. вузов. Строительство и архитектура. 1981. № 12. С. 22–26.

49. **Корчунов, С.С.** Исследования движения влаги в различных процессах добычи торфа на основе потенциальной теории [Текст] / С.С. Корчунов // автореф. дис. ... докт. техн. наук. Ленинград – Калинин, 1962. 34 с.

50. **Косов, В.И.** Исследование влияния осушения на изменение вязкофизических и структурно-механических свойств торфяных залежей: автореф. дис. канд. техн. наук [Текст] / В.И. Косов. Калинин, 1980. 26 с.

51. **Левитин, А.Т.** Исследование упругих осадок земляного полотна железных дорог колеи 750 мм на торфяном основании: автореф. дис. ... канд. техн. наук [Текст] / А.Т. Левитин. Калинин, 1971. 25 с.

52. **Лиштван, И.И.** Физические свойства торфа и торфяных залежей [Текст] / И.И. Лиштван, Е.Т. Базин, В.И. Косов. Минск: Наука и техника, 1985. 240 с.
53. **Лиштван, И.И.** Основные свойства торфа и методы их определения [Текст] / И.И. Лиштван, Н.Т. Король. Минск: Наука и техника, 1975. 320 с.
54. **Лундин, К.П.** Осадка торфа под насыпями [Текст] / К.П. Лундин. Минск: Гос. изд-во Белоруссии, 1935. 94 с.
55. **Лундин, К.П.** Осадка торфяного основания [Текст] / К.П. Лундин // Достижения мелиоративной науки в БССР. Минск, 1958. С. 86–104.
56. **Медников, И.А.** Коэффициенты постели линейно-деформируемого многослойного основания [Текст] / И.А. Медников // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1967. № 4. С. 10–12.
57. Методические рекомендации по автоматизации расчетов дорожных одежд нежесткого типа [Текст]. Москва: СОЮЗДОРНИИ, 1988. 72 с.
58. Методические рекомендации по учету воздействия транспортной нагрузки при проектировании автомобильных дорог на болотах [Текст]. Минск: Полымя, 1972. 52 с.
59. **Миронов, В.А.** Проектирование оснований и фундаментов сооружений в сложных инженерно-геологических условиях [Текст] / В.А. Миронов. Калинин: КГУ, 1988. 94 с.
60. **Миронов, В.А.** Оценка модуля общей деформации торфяных залежей на основе метода главных компонент [Текст] / В.А. Миронов, Б.А. Федоров // Торфяная отрасль России на рубеже XXI века: проблемы и перспективы // Материалы Международной научно-практической конференции. Тверь: ТГТУ, 1999. Часть 1. С. 144–147.
61. **Морарескул, Н.Н.** Основания и фундаменты в торфяных грунтах [Текст] / Н.Н. Морарескул. Л.: Стройиздат, 1979. 79 с.
62. **Коншин, Г.Г.** Напряжения и упругие деформации в земляном полотне под действием поездов [Текст] / Г.Г. Коншин, В.П. Титов, В.И. Хромов. М.: Транспорт, 1972. 128 с.
63. Булычев, В.Г. О методике расчета консолидации слабых водонасыщенных грунтов [Текст] / В.Г. Булычев, Л.С. Амарян, Е.Т. Базин // Слабые глинистые грунты // Материалы Всесоюзного совещания по строительству на слабых водонасыщенных глинистых грунтах. Таллин, 1965. С. 139–142.
64. **Ордуянц, К.С.** Устройство железнодорожных насыпей на болотах [Текст] / К.С. Ордуянц. М.: Трансжелдориздат, 1946. 247 с.
65. **Остроумова, Л.В.** О коэффициенте фильтрационной консолидации торфа [Текст] / Л.В. Остроумова // Строительные конструкции и теория сооружений // Основания, фундаменты и механика грунтов. Минск, 1973. С. 235–242.

66. **Петерсен, И.** Применение метода главных компонент для описания технологических процессов с коррелированными входными параметрами [Текст] / И. Петерсен // Изв. АН СССР. Серия физ.-мат. и техн. наук. 1965. Т. XIV. № 4.

67. **Пастернак, П.Л.** Основы нового метода расчета фундаментов на упругом основании при помощи двух коэффициентов постели [Текст] / П.Л. Пастернак. М.: Госстройиздат, 1954. 112 с.

68. **Петров, Ю.А.** Исследование осадок торфяных оснований железнодорожных насыпей методом центробежного моделирования [Текст] / Ю.А. Петров // Проектирование и сооружение земляного полотна. М., 1961. С. 73–104.

69. **Петухов, П.П.** Исследование бокового давления различных видов торфа [Текст] / П.П. Петухов. Белорусский политехнический институт, 1952. Вып. 2. С. 134–172.

70. **Печкуров, А.Ф.** Уплотнение торфа под нагрузкой [Текст] / А.Ф. Печкуров // Тр. ин-та мелиорации, водного и болотного хозяйства АН БССР. Минск, 1956. Т. VII. С. 3–27.

71. Пособие по проектированию земляного полотна и водоотвода железных и автомобильных дорог промышленных предприятий (к СНиП 2.05.07-85) / Промтрансниипроект. М.: Стройиздат, 1988. 176 с.

72. Проектирование оптимальных дорожных одежд [Текст] / А.Я. Тулаев, Н.Д. Татенко, Ю.С. Глибовицкий, М.Е. Закурдаев. М.: Транспорт, 1977. 117 с.

73. **Пчелина, И.В.** О коэффициенте бокового давления илов и торфов [Текст] / И.В. Пчелина // Основания, фундаменты и подземные сооружения. М.: Стройиздат, 1972. Вып. 63. С. 129–132.

74. **Королев, А.С.** Результаты натурных обследований дорожных насыпей на болотах [Текст] / А.С. Королев, А.Н. Архангельский, Т.Н. Ивкина // Вопросы промышленного транспорта. Калинин, КПИ, 1974. С. 69–76.

75. Рекомендации по инженерно-геологическим изысканиям и проектированию земляного полотна автомобильных дорог на торфяных грунтах Коми АССР [Текст] : РД-39-3-1052-84. Ухта, 1984. 53 с.

76. Руководство по проектированию земляного полотна автомобильных дорог на слабых грунтах [Текст]. М.: Транспорт, 1978. 140 с.

77. **Сегеркранц, В.М.** Упругие деформации облегченных дорожных покрытий на болотах [Текст] / В.М. Сегеркранц // Строительство на торфяных грунтах. Калинин, 1972. Ч. II. С. 90–94.

78. **Сельченко, В.П.** Напряжение в двухслойных системах [Текст] / В.П. Сельченко // Гидротехника и мелиорация торфяных почв. Минск, 1969. № 1. С. 3–19.

79. **Сидоров, Н.Н.** Расчет осадок насыпей на болотах [Текст] / Н.Н. Сидоров // Тр. ЛИИЖТа. М.: Трансжелдориздат, 1960. № 142. С. 115–143.

80. **Силкин, А.М.** Инженерные сооружения на осушительных системах в торфяниках [Текст] / А.М. Силкин. М.: Колос, 1974. 112 с.

81. **Сорокина, Г.В.** Строительные свойства слабых грунтов в основании сооружений [Текст] / Г.В. Сорокина. М.: Стройиздат, 1996. 224 с.

82. **Стельмах, З.С.** Исследование устойчивости оснований и фундаментов водопроводно-канализационных трубопроводов в торфяных грунтах: автореф. дис. ... канд. техн. Наук. [Текст] / З.С. Стельмах. Калинин, 1973. 23 с.

83. **Табаков, Н.В.** Исследование путей выбора проектных решений для нефтепромысловых автомобильных дорог на сильно заболоченных территориях Западной Сибири: автореф. дис. ... канд. техн. наук. [Текст] / Н.В. Табаков. М., 1975. 25 с.

84. **Тархов, А.Г.** К вопросу об анизотропии упругих свойств горных пород [Текст] / А.Г. Тархов // Материалы ВСЕГЕИ. Общая серия. М., 1940. № 5. С. 209–222.

85. **Ткаченко, А.А.** Определение модуля общей деформации торфа по результатам стандартных компрессионных испытаний [Текст] / А.А. Ткаченко // Изв. вузов. Лесной журнал. 1960. № 6. С. 102–104.

86. **Ткаченко, А.А.** Расчет осадок насыпей и исчисление дополнительных объемов земляных работ при строительстве автомобильных дорог на болотах [Текст] / А.А. Ткаченко. М.: ЦНИИ информации и технико-экономических исследований по лесной, целлюлозно-бумажной и деревообрабатывающей промышленности и лесному хозяйству, 1963. 64 с.

87. **Тришин, Г.Г.** Определение геометрических размеров земляного полотна при сооружении насыпей плавающего типа [Текст] / Г.Г. Тришин, М.И. Шалыгин // Труды СОЮЗДОРНИИ. Вып. 91. Вопросы проектирования и строительства земляного полотна на слабых грунтах. М., 1976. С. 93–95.

88. **Троицкая, М.Н.** Исследование деформаций полотна автомобильных дорог [Текст] / М.Н. Троицкая. М.: Дориздат, 1947. 88 с.

89. **Трофимов, В.Л.** Экспериментальные исследования деформационных свойств торфяных грунтов Среднего Приобья как оснований нефтепромысловых сооружений: автореф. дис. ... канд. техн. наук. [Текст] / В.Л. Трофимов. Калинин, 1975. 22 с.

90. **Винокуров, Ф.П.** Установление основных закономерностей в механике органических грунтов [Текст] / Ф.П. Винокуров, Н.А. Цытович, А.Е. Тетеркин. Минск, 1959. 241 с.

91. **Федоров, Б.А.** Анализ прочностных свойств слабых грунтов [Текст] / Б.А. Федоров // Вестник ТГТУ, вып. 17. Тверь: ТГТУ, 2010. С. 108–112.

92. **Федоров, Б.А.** Вероятностная оценка закономерностей уплотнения торфа для проектирования дорог на торфяных месторождениях: автореф. дис. ... канд. техн. наук [Текст] / Б.А. Федоров. Калинин, 1986. 18 с.

93. **Федоров, Б.А.** Вероятностная оценка компрессионных параметров торфа по генетической классификации [Текст] / Б.А. Федоров // Физико-химические и экологические проблемы наукоемких технологий добычи и переработки органогенных материалов: материалы научно-технической конференции с международным участием. Тверь: ТГТУ, 1999. С. 102–104.

94. **Федоров, Б.А.** К вопросу расчета параметров земляного полотна насыпей железных дорог на болотах [Текст] / Б.А. Федоров // Вопросы проектирования и эксплуатации наземного колесного транспорта. Тверь: ТГТУ, 2001. С. 110–115.

95. **Федоров, Б.А.** О зависимостях параметров одномерного уплотнения слабых глинистых грунтов [Текст] / Б.А. Федоров // Свойства, структура, методы изучения торфа и слабых грунтов: международная конференция. Тверь: ТГТУ, 1999. С. 40–43.

96. **Федоров, Б.А.** О расчете на ЭВМ рациональных параметров конструкций автомобильных дорог с нежесткими дорожными одеждами на болотах [Текст] / Б.А. Федоров // Строительство автомобильных дорог общего пользования и внутрихозяйственных дорог с/х предприятий в Нечерноземной зоне РСФСР: тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конференции. Брянск, 1989. С. 18–25.

97. **Федоров, Б.А.** Определение деформационных характеристик многослойного основания под путями железных дорог на болотах [Текст] / Б.А. Федоров // Вопросы проектирования и эксплуатации наземного колесного транспорта. Тверь: ТГТУ, 2001. С. 105–109.

98. **Федоров, Б.А.** Определение модуля общей деформации торфяной залежи по данным обследования насыпных сооружений [Текст] / Б.А. Федоров // Развитие механики торфа и научных основ создания машин и оборудования торфяного производства: материалы научно-технической конференции. Тверь: ТГТУ, 2001. С. 27–32.

99. **Федоров, Б.А.** Расчет высоты насыпи на торфяных залежах по требуемой мощности отсыпки [Текст] / Б.А. Федоров // Торфяная отрасль России на рубеже XXI века: проблемы и перспективы: материалы Международ. научн.-практич. конференции. Тверь: ТГТУ, 1999. Часть 2. С. 122–125.

100. **Федоров, Б.А.** О расчетной глубине деформирования торфяного основания под насыпями дорог [Текст] / Б.А. Федоров, Н.Н. Галкин // Торфяная промышленность. 1992. № 2. С. 11–16.

101. **Федоров, Б.А.** Оценка одномерного уплотнения торфа во времени [Текст] / Б.А. Федоров // Свойства, структура, методы изучения торфа

и слабых грунтов: Международная конференция. Тверь: ТГТУ, 1999. С. 38–40.

102. **Федоров, Б.А.** Прогнозирование конечной толщины насыпи на болоте по результатам полевых испытаний торфяной толщи [Текст] / Б.А. Федоров, Н.Н. Галкин, С.А. Тер-Терян // Сб. тр. СОЮЗДОРНИИ. М., 1998. Вып. 195. С. 59–65.

103. **Федоров, Б.А.** Конструкции промышленных автомобильных дорог на болотах [Текст] / Б.А. Федоров, А.С. Королев // Торфяная промышленность. 1989. № 7. С. 25–28.

104. **Федоров, Б.А.** Нормы проектирования земляного полотна железных дорог [Текст] / Б.А. Федоров, А.С. Королев // Торфяная промышленность. 1988. № 10. С. 26–27.

105. **Федоров, Б.А.** О параметрах нелинейности между деформациями и напряжениями при одномерном уплотнении органоминеральных грунтов [Текст] / Б.А. Федоров // Вестник ТГТУ. Вып. 10. Тверь: ТГТУ, 2007. С. 28–32.

106. **Федоров, Б.А.** О компрессионном уплотнении органоминеральных грунтов во времени [Текст] / Б.А. Федоров // Вестник Архангельского гос. техн. ун-та. Серия «Строительство»: по материалам Междунар. научно-практ. конф. (Городское строительство на слабых грунтах). Архангельск: Изд. АГТУ, 2007. Вып. 69. С. 132–138.

107. **Федоров, Б.А.** Построение многофакторных регрессионных моделей для оценки свойств торфяной залежи и торфа методом главных компонент [Текст] / Б.А. Федоров // Вестник ТГТУ. Вып. 12. Тверь: ТГТУ, 2007. С. 148–150.

108. **Федоров, Б.А.** Расчет контура подземной части насыпи сложного очертания на болоте [Текст] / Б.А. Федоров // Опыт строительства и реконструкции зданий и сооружений на слабых грунтах: мат. Международн. научн.-техн. конф. (16–27 июля 2003 г.). Архангельск: 2003. С. 168–171.

109. **Федоров, Б.А.** Условия сопоставимости полевых и лабораторных результатов определения деформационных свойств торфяной залежи под насыпями дорог [Текст] / Б.А. Федоров // Вестник ТГТУ. Вып. 3. Тверь: ТГТУ, 2003. С. 41–47.

110. **Федоров, Б.А.** Совершенствование расчета дорожных конструкций на торфяном основании [Текст] / Б.А. Федоров. Тверь: ТГТУ, 2004. 184 с.

111. **Федоров, Б.А.** Статистическое обоснование процесса компрессионного обезвоживания торфа [Текст] / Б.А. Федоров, А.С. Королев // Торфяные и водные ресурсы Верхневолжья и их использование. Калинин, 1980. С. 87–94.

112. **Федоров, Б.А.** Теоретико-вероятностная оценка основных физико-механических характеристик торфяных залежей [Текст] / Б.А. Федоров,

А.С. Королев, А.Н. Архангельский // Технология и комплексная механизация торфяного производства. Калинин: КГУ, 1983. С. 111–119.

113. **Флорин, В.А.** Основы механики грунтов [Текст] / В.А. Флорин. М.; Л.: Госстройиздат, 1961. Т. 1. 358 с.; Т. 2. 544 с.

114. **Цыганков, А.Ф.** Метод расчета торфяных оснований обваловывающих дамб, возводимых на болотах [Текст] / А.Ф. Цыганков. Минск: Изд. АН БССР, 1955. Т. VI. С. 85–96.

115. **Черник, П.К.** Компрессионные свойства и сопротивление сдвигу болотных грунтов [Текст] / П.К. Черник // Мелиорация торфяников и их сельскохозяйственное использование. Минск, 1977. Вып. 3. С. 36–49.

116. **Шапошников, М.А.** Геотехнические исследования болотных грунтов для строительства [Текст] / М.А. Шапошников. Л.: Стройиздат, 1977. 128 с.

117. **Шехтер, О.Я.** Об определении осадок в грунтах с подстилающим слоем под фундаментом [Текст] / О.Я. Шехтер // Гидротехническое строительство. 1937. № 10. 20 с.

118. **Юрик, Я.В.** К вопросу об определении величины модуля общей деформации глинистых грунтов по данным компрессионных испытаний [Текст] / Я.В. Юрик, И.А. Розенфельд // Фундаменты и подземные сооружения. Киев: Вища школа, 1976. С. 145–149.

119. **Яромко, В.Н.** Прогнозирование осадок слабых водонасыщенных грунтов [Текст] / В.Н. Яромко // Основания, фундаменты и механика грунтов. 1977. № 3. С. 27–29.

120. **Яцевич, Ф.С.** К вопросу о методе определения упругих постоянных верховой торфяной залежи [Текст] / Ф.С. Яцевич // Комплексное использование торфа. М.; Л.: Недра, 1965. С. 202–216.

121. СНиП 2.05.07-91* Промышленный транспорт / Минстрой России. М.: ГП ЦПП, 1996. 112 с.

Федоров Борис Александрович

ИСЧИСЛЕНИЕ ОБЪЕМА ЗЕМЛЯНЫХ РАБОТ
ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ НАСЫПЕЙ ДОРОГ
НА ТОРФЯНОМ ОСНОВАНИИ

Монография

Редактор Т.С. Самборская
Корректор М.Б. Юдина
Технический редактор А.Ю. Соколова

Подписано в печать 28.02.13

Формат 60x84/16

Физ. печ. л. 15

Тираж 100 экз.

Усл.-печ. л. 13,95

Заказ № 13

Уч.-изд. л. 13,05

С - 13

Редакционно-издательский центр
Тверского государственного технического университета
170026, г. Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22