

УДК 69.035

И.В. Баклашов, А.В. Корчак, В.В. Ковнат-Лернер

**ОБЩИЕ ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПОЛОЖЕНИЯ
ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ НАГРУЗКИ НА ОБДЕЛКУ
ТОННЕЛЕЙ ОТ ВОЗДЕЙСТВИЯ ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ
В ТЕХНОЛОГИИ МИКРОТОННЕЛИРОВАНИЯ**

Рассмотрены общие теоретические положения по определению нагрузки на обделку трубопровода в технологии микротоннелирования.

Ключевые слова: микротоннелирование, нагрузка на обделку, горное давление, грунтовый массив.

Нагрузка от горного давления на обделку тоннелей является основной и определяющей конструктивные решения обделки. В отечественной и зарубежной научно-технической и нормативной литературе существует большое количество предложений по определению нагрузки от горного давления. Как правило, рассматриваются две расчётные схемы: нагрузка от веса горных пород в пределах свода обрушения или от веса всего вышележащего грунтового массива. Первая расчётная схема не может быть использована в технологии микротоннелирования, где строительный зазор всегда заполняется бентонитовым раствором. Вторая расчётная схема применима только при малых глубинах заложения тоннелей, но еще предстоит выяснить, какие это глубины.

В технологии микротоннелирования следует рассматривать расчётную схему «свода давления» [1, 2], т.е. из условия недопустимости образования области предельного равновесия в перекрывающем грунтовом массиве. В ранее выполненной работе [3] отношение высоты «свода давления» h к

глубине заложения выработки до её шельги определено в виде

$$\frac{h}{H} = (1 - \sin \varphi) \left\{ 1 - \frac{c}{\gamma H} \cdot \frac{\cos \varphi}{(1 - \sin \varphi)} \right\}, \quad (1)$$

где γ – удельный вес перекрывающих грунтов; φ – угол внутреннего трения грунтов; c – удельное сцепление грунтов.

В такой траектории высота «свода давления» не зависит от радиуса выработки R_0 и от коэффициента бокового распора λ в грунтовом массиве. Следует оценить эту зависимость, а также исследовать зависимость от величины удельного сцепления, поскольку в работе [3] было принято $c=0$.

В этой работе рассматривался частный случай осесимметричной задачи, когда $H \gg R_0$, который может иметь место только при глубоком заложении выработки. Если рассматривать конечную глубину заложения H и представить её в безразмерных координатах r относительно осевой линии выработки, получим соотношение

$$r_1 = 1 + \frac{H}{R_0}, \quad (2)$$

откуда на контуре выработки $r=1$, на земной поверхности $r=r_1$.

Распределение напряжений в перекрывающем грунтовом массиве будем искать из решения плоской осесимметричной задачи в снимаемых напряжениях, принимая функцию напряжений в виде

$$F(r) = \frac{c_1}{r} + c_3 r, \quad (3)$$

где c_1 и c_3 – постоянные интегрирования, которые определяются из условия равенства радиальных нормальных напряжений $\sigma_r = \frac{F}{r}$ на контуре выработки $\sigma_r = \gamma H - p$ при $r=1$ и на земной поверхности $\sigma_r = 0$ при $r = r_1$, где p – нагрузка на обделку от «свода давления» или вертикальный вектор нагрузки на обделку от воздействия горного давления.

В итоге находим

$$c_1 = (\gamma H - p) \frac{r_1^2}{r_1^2 - 1}; \quad c_3 = -(\gamma H - p) \frac{1}{r_1^2 - 1}. \quad (4)$$

Соответственно окружные нормальные напряжения $\sigma_\theta = \frac{dF}{dr}$ на контуре выработки будут равны

$$\sigma_\theta = -(\gamma H - p) \frac{r_1^2 + 1}{r_1^2 - 1}. \quad (5)$$

Принимая условие предельного равновесия в виде условия Кулона-Мора в снимаемых напряжениях

$$\sigma_r - \sigma_\theta = 2(c \cdot \cos \varphi + \gamma H \cdot \sin \varphi) - (\sigma_r + \sigma_\theta) \sin \varphi \quad (6)$$

и добиваясь его выполнения на контуре выработки, после ряда преобразований находим

$$\frac{p}{\gamma H} = \left(\frac{r_1}{r_1 - 1} \right) \left\{ \frac{(1 - \sin \varphi) \left[1 - \left(\frac{r_1^2 - 1}{r_1^2} \right) \frac{\sigma_{сжс}}{2\gamma H \left(\frac{r_1}{r_1 - 1} \right)} \right]}{1 - \frac{\sin \varphi}{r_1^2}} \right\} \quad (7)$$

где относительная характеристика глубины заложения выработки r_1 определяется выражением (2);

$$\sigma_{сжс} = \frac{2c \cdot \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} - \text{прочность образца}$$

грунта на одноосное сжатие, выраженная через коэффициент сцепления c и угол внутреннего трения φ образца грунта, определяемых из условия Кулона-Мора в виде прямой огибающей предельных кругов.

В частном случае, в грунтовом массиве, где сцепление близко к нулю, например, в песчаном грунтовом массиве

$$\frac{p}{\gamma H} = \left(\frac{r_1}{r_1 - 1} \right) \left\{ \frac{(1 - \sin \varphi)}{1 - \frac{\sin \varphi}{r_1^2}} \right\}. \quad (8)$$

Используя последнее выражение, исследуем зависимость относительной высоты «свода давления» $\frac{p}{\gamma H}$ от величины относительной глубины заложения r_1 и угла внутреннего трения φ .

На рис.1 представлены такие зависимости для грунтов с углом внутреннего трения $\varphi = 15^\circ; 20^\circ; 25^\circ; 30^\circ; 35^\circ$ в виде графиков функции $\frac{p}{\gamma H}$ от $\frac{H}{R_0}$.

По результатам анализа этих графиков можно сделать следующие выводы.

1) Относительная высота «свода давления» быстро возрастает при уменьшении глубины, начиная с глубины H равной двум диаметрам выработки.

2) При достижении предельной глубины заложения $\frac{H^*}{R_0}$ выполняется

условие $\frac{p}{\gamma H}$ и высота «свода давления» становится равной глубине заложения выработки, т.е. возможна

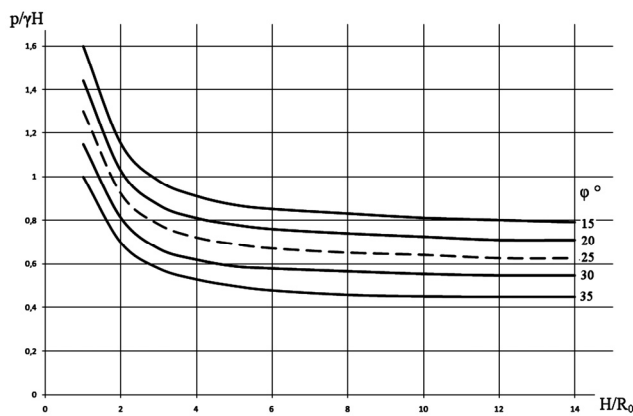


Рис. 1

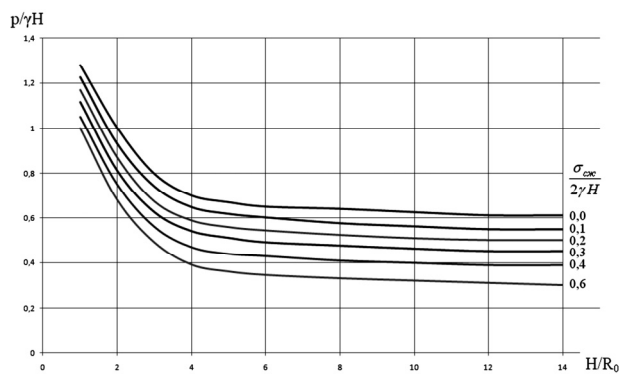


Рис. 2

3) реализация указанной выше расчётной схемы определения горного давления от веса всего вышележащего грунтового массива.

4) Предельная глубина заложения в свою очередь зависит от угла внутреннего трения грунтов: с уменьшением угла внутреннего трения предельная глубина увеличивается, что может быть представлено в виде табулированной зависимости: $\varphi - 15^\circ; 20^\circ; 25^\circ; 30^\circ; 35^\circ$

$\frac{H^*}{R_0} - 3,00; 2,15; 1,67; 1,33; 1,00.$

5) С уменьшением угла внутреннего трения относительная высота «свода давления» увеличивается: в

песчаных грунтах ($\varphi > 25^\circ$) она меньше, чем в глинистых ($\varphi < 25^\circ$) – граничный график показан пунктиром.

Чтобы проанализировать зависимость относительной высоты «свода давления» $\frac{p}{\gamma H}$ от удельного

сцепления грунта s , необходимо рассмотреть грунт с заданным углом внутреннего трения φ , например твёрдую глину с $\varphi = 25^\circ$, изменяя её сцепление в виде изменения относительной прочности $\frac{\sigma_{cmc}}{2\gamma H}$ в интервале от 0 до 0,6, что представлено на рис. 2.

Из анализа рис. 2 следует:

1) С увеличением сцепления грунтов уменьшается предельная относительная глубина $\frac{H^*}{R_0}$, начиная с

которой реализуется давление всего вышележащего

грунта.

2) С уменьшением сцепления грунтов высота «свода давления» увеличивается: с уменьшением $\frac{p}{2\gamma H}$ от 0,6 до

0,3 $\frac{p}{\gamma H}$ увеличивается в 1,5 раза.

3) Из последнего вывода следует, что расчёт высоты «свода давления» в предположении отсутствия сцепления грунтов даёт завышение результатов, т.е. обеспечивает расчёт нагрузки в «запас прочности» конструкции обделки.

Рассмотрим влияние коэффициента бокового распора λ в грунтовом

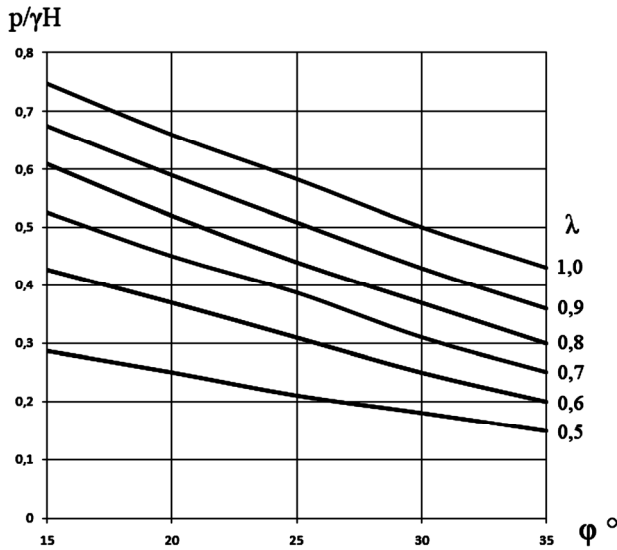


Рис. 3

массиве на величину высоты «свода давления». Для оценки такого влияния достаточно рассмотреть вариант заложения тоннеля при $H > 4 R_0$ и условие предельного развития в своде на контуре выработки, где напряжения σ_r и σ_θ являются главными и определяются выражением [4]:

$$\sigma_r = (\gamma H - p); \sigma_\theta = -2(\lambda - 1)(\gamma H - p). \quad (9)$$

После подстановки (9) в условие предельного равновесия Кулона-Мора, которое при $\lambda \neq 1$ в снимаемых напряжениях записывается следующим образом

$$\sigma_r - \sigma_\theta = 2c \cdot \cos \varphi + \gamma H (1 - \lambda) + \gamma H (1 + \lambda) \sin \varphi - (\sigma_r + \sigma_\theta) \sin \varphi, \quad (10)$$

и последующих преобразований находим

$$\frac{p}{\gamma H} = (1 - \sin \varphi) \left\{ \frac{\frac{1}{2}(3\lambda - 1) - \frac{\sigma_{сжс}}{2\gamma H}}{\lambda + (1 - \lambda) \sin \varphi} \right\}. \quad (11)$$

где H – глубина заложения выработки до её продольной оси.

Для исследования влияния коэффициента бокового распора λ рассмотрим грунтовый массив, где сцепление равно нулю, что приводит выражение (11) к виду, определяющему зависимость только от величины λ и угла внутреннего трения φ ,

$$\frac{p}{\gamma H} = (1 - \sin \varphi) \left\{ \frac{\frac{1}{2}(3\lambda - 1)}{\lambda + (1 - \lambda) \sin \varphi} \right\}. \quad (12)$$

На рис. 3 предоставлены графики зависимости $\frac{p}{\gamma H}$ от

φ для коэффициентов бокового распора λ в интервале от 1 до 0,5. Анализ этих

графиков приводит к выводам.

1) С уменьшением коэффициента бокового распора λ высота «свода давления» уменьшается: с уменьшением λ от 1 до 0,5 при фиксированном φ высота «свода давления» уменьшается в 2,5 раза.

2) Максимальная высота «свода давления» будет при $\lambda = 1$ независимо от величины угла внутреннего трения грунтов, откуда следует, что расчёт высоты «свода давления» при $\lambda = 1$ даёт завышенные результаты, т.е. обеспечивает расчёт нагрузки в «запас прочности» конструкции обделки.

По результатам выполненного анализа для определения высоты «свода давления» следует рассматривать расчётное выражение

$$h = H \left(\frac{r_1}{r_1 - 1} \right) \left\{ \frac{(1 - \sin \varphi) \left[1 - \left(\frac{r_1^2 - 1}{r_1^2} \right) \frac{\sigma_{сжс}}{2\gamma H \left(\frac{r_1}{r_1 - 1} \right)} \right]}{1 - \frac{\sin \varphi}{r_1^2}} \right\} \quad (13)$$

Таблица 1

№ п/п	Типы грунтов	φ , град	c , МПа,	$\sigma_{сж}$, МПа
1	Глина твёрдая	25	0,030	0,094
2	Суглинок полутвёрдый	22	0,025	0,075
3	Суглинок тугопластичный	20	0,020	0,033
4	Суглинок мягкопластичный	17	0,017	0,031
5	Супесь пластичная	21	0,010	0,026
6	Глина пластичная	15	0,010	0,026
7	Песок средней крупности и мелкий	30	0,001	0,004
8	Песок пылеватый	25	0,001	0,003
9	Песок гравелистый и крупный	35	0,0	0,0
10	Супесь текучая	14	0,0	0,0

Таблица 2

№ п/п	Тип грунтов	φ , град	λ по Ф-ле (17)	μ	λ по Ф-ле (16)
1	Песок гравелистый	35	0,43	0,30	0,43
2	Песок крупный	35	0,43	0,33	0,50
3	Песок средней крупности	32	0,47	0,33	0,50
4	Песок мелкий	29	0,52	0,33	0,50
5	Песок пылеватый	25	0,58	0,33	0,50
6	Супесь пластичная	21	0,64	0,33	0,50
7	Супесь текучая	14	0,76	0,33	0,50
8	Суглинок полутвёрдый	22	0,62	0,35	0,54
9	Суглинок тугопластичный	20	0,66	0,35	0,54
10	Суглинок мягкопластичный	17	0,71	0,35	0,54
11	Глина твёрдая	25	0,58	0,40	0,67
12	Глина пластичная	15	0,74	0,40	0,67

где $r_1 = 1 + \frac{H}{R_0}$; $\sigma_{сж} = \frac{2 \cos \varphi}{1 - \sin \varphi}$.

В грунтовых массивах, где сцепление грунтов мало, можно использовать расчётное выражение

$$h = H \left(\frac{r_1}{r_1 - 1} \right) \left\{ \frac{(1 - \sin \varphi)}{1 - \frac{\sin \varphi}{r_1^2}} \right\}. \quad (14)$$

Для разграничения области применения расчётных выражений (13) и (14) были выполнены расчёты $\sigma_{сж}$ для характерных грунтовых условий г.Москва. Исследованные типы грунтов были ранжированы в порядке убывания $\sigma_{сж}$ и приведены в табл. 1.

Высота «свода давления» была определена для упрощения анализа при

условии $H \gg R_0$, что приводит к расчётному выражению

$$h = H \cdot (1 - \sin \varphi) \left[1 - \frac{\sigma_{сж}}{2\gamma H} \right], \quad (15)$$

откуда с учётом таблицы 1 следуют выводы.

1) Сцепление грунтов целесообразно учитывать при глубине заложения менее 15 м.

2) Сцепление следует учитывать только в грунтах типов 1-6 и расчёты производить по формуле (13).

3) В песках и текучей супеси сцепление можно не учитывать и расчёты производить по формуле (14).

Помимо величины вертикально вектора, нагрузка от воздействия горного давления характеризуется коэффициентом бокового распора λ , определяющим горизонтальную составляющую нагрузки. В таблице 2 приведены результаты вычисления

коэффициента бокового распора по рекомендуемым формулам:

$$\lambda = \frac{\mu}{1 - \mu}, \quad (16)$$

где μ - коэффициент Пуассона грунтов для грунтов

$$\lambda = 1 - \sin \varphi, \quad (17)$$

где φ - угол внутреннего трения грунтов.

Судя по табл. 2, наблюдается удовлетворительная сходимость результатов вычислений по формулам (16) и (17), особенно для песка и глины пластичной. Поскольку с уменьшением коэффициента бокового распора λ увеличивается неравномерно распределённая составляющая нагрузки на обделку, определяющая величину изгибающего момента в конструкции, следует принимать для расчётов $\lambda = 0,5$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП 2.01.07-85. Нагрузка и воздействия.

2. Ресслер У. Геомеханическое обоснование нагрузок на обделку тоннелей в технологии микротоннелирования. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Фонда МГГУ, 2004.

3. Ковнат-Лернер В.В. Геомеханическое обоснование метода расчета стальных футляров для трубопроводов при технологии микротоннелирования. Фонд МГГУ, 2010.

4. Баклашов И.В., Картозия Б.А. Механика подземных сооружений и конструкций крепей. М., Недра, 1982. **ГИАБ**

КОРОТКО ОБ АВТОРАХ

Баклашов Игорь Владимирович – доктор технических наук, профессор,
Корчак Андрей Владимирович – доктор технических наук, профессор, ректор,
Московский государственный горный университет,
Moscow State Mining University, Russia, ud@msmu.ru

Ковнат-Лернер Виктор Викторович – кандидат технических наук, «Институт «Каналстройпроект».

