

ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО

УДК 626.882

А. А. КАРАПЕТЯН, асп., Е. Н. КОНОПЛЕВ, канд. техн. наук, доц., М. А. СКОРОБОГАТОВ, д-р техн. наук, доц. (ГОУ ВПО «Тверской государственный технический университет»)

АНАЛИЗ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ОДНОКАМЕРНОГО ЛЕСТНИЧНОГО РЫБОХОДА С СИФОННЫМ ВОДОСБРОСОМ

Предложено дифференциальное уравнение, описывающее процессы наполнения и опорожнения головной маршевой камеры однокамерного лестничного рыбохода с сифонным водосбросом, приводится анализ работы рыбопропускного сооружения. На конкретном примере показано, что при заданных ихтиологических данных (бросковых скоростях для пропускаемых видов рыб) во время работы сифонного водосброса возможен проход рыб в головную маршевую камеру, а при выключенном сифоне — выход их из головной маршевой камеры в верхний бьеф.

Проведенный анализ работы построенных рыбопропускных сооружений показал, что для пропуска рыб к местам нереста через плотины при перепадах уровней воды между верхним и нижним не более 10 м используются рыбоходы различной конструкции [1–3 и др.]. При этом благоприятные гидравлические условия прохода рыб по трактам рыбоходов имеют место, если средние скорости течения во вливных отверстиях не превышают бросковых скоростей для пропускаемых видов.

Одним из перспективных конструктивных решений пропуска рыб в таких условиях является устройство рыбохода с сифонным водосбросом [4], в котором за счет установки сифона и создания головной маршевой камеры уменьшается длина рыбохода и создаются необходимые гидравлические режимы в проточной части сооружения [5, 6]. Как показывает приведенный ниже анализ технологических режимов работы такого сооружения, в нем создаются благоприятные гидравлические условия для пропуска рыбы на всем пути ее следования.

В работе [7] для обоснования параметров гидравлических режимов процессов наполнения и опорожнения головной маршевой камеры однокамерного рыбохода с сифоном было получено уравнение (расчетная схема приведена на рис. 1):

$$\left(\frac{dZ_B}{dt}\right)^2 - \frac{2Q\omega_K}{\alpha\mu_B^2\omega_B^2 + \omega_K^2} \frac{dZ_B}{dt} + \frac{Q^2 - 2\mu_B^2g\omega_B^2Z_B}{\alpha\mu_B^2\omega_B^2 + \omega_K^2} = 0, \quad (1)$$

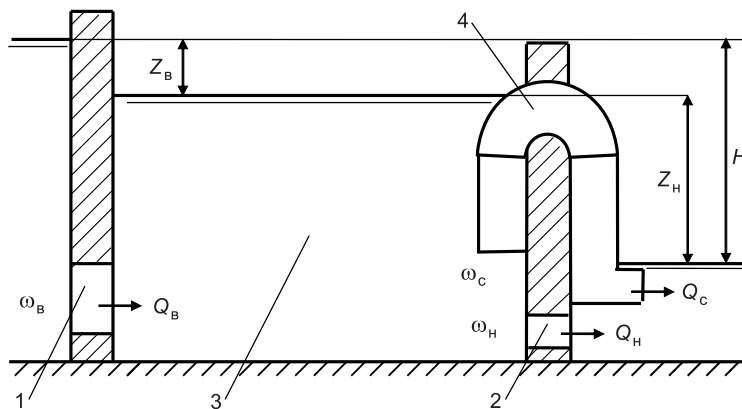


Рис. 1. Расчетная схема

1 — вливное отверстие верхней стенки; 2 — вливное отверстие нижней стенки; 3 — головная маршевая камера; 4 — сифонный водосброс

где $Z_{\text{в}}$ — разность уровней воды в верхнем бьефе и головной маршевой камере;

$\omega_{\text{к}}$ — площадь поверхности воды маршевой камеры;

$\omega_{\text{в}}$ — коэффициент расхода вливного отверстия верховой стенки;

$\omega_{\text{к}}$ — коэффициент Кориолиса;

Q — расход воды, поступающей в нижний бьеф из маршевой камеры.

Величина расхода воды Q определяется из следующих условий:

— если в нижний бьеф на привлечение поступает вода только из вливного отверстия ($Q_{\text{н}}$), то

$$Q = Q_{\text{н}}; \quad (2)$$

— если в нижний бьеф на привлечение поступает вода из сифона ($Q_{\text{с}}$) и из вливного отверстия ($Q_{\text{н}}$), то

$$Q = Q_{\text{с}} + Q_{\text{н}}. \quad (3)$$

Расходы сифонного водосброса ($Q_{\text{с}}$) и вливного отверстия низовой стенки ($Q_{\text{н}}$) определяются по следующим зависимостям:

$$Q_{\text{с}} = \omega_{\text{с}} (2gZ_{\text{н}})^{0,5}; \quad (4)$$

$$Q_{\text{н}} = \omega_{\text{н}} (2gZ_{\text{н}})^{0,5}, \quad (5)$$

где $\omega_{\text{с}}$, $\omega_{\text{н}}$ — коэффициенты расхода соответственно сифонного водосброса и вливного отверстия низовой стенки;

$\omega_{\text{с}}$, $\omega_{\text{н}}$ — соответственно площадь вливного отверстия низовой стенки и поперечного сечения сифонного водосброса;

$Z_{\text{н}}$ — разность уровней воды в маршевой камере и нижнем бьефе.

Для решения численными методами уравнение (1) приведено к виду

$$\Delta Z_{\text{в}} = \left(\frac{Q_{\text{ср}} \omega_{\text{к}}}{\alpha \mu_{\text{в}}^2 \omega_{\text{л}}^2 + \omega_{\text{к}}^2} - \sqrt{\left(\frac{Q_{\text{ср}} \omega_{\text{к}}}{\alpha \mu_{\text{в}}^2 \omega_{\text{л}}^2 + \omega_{\text{к}}^2} \right)^2 - \frac{Q_{\text{ср}}^2 - 2\mu_{\text{в}}^2 g \omega_{\text{л}}^2 Z_{\text{вср}}}{\alpha \mu_{\text{в}}^2 \omega_{\text{л}}^2 + \omega_{\text{к}}^2}} \right) \cdot \Delta t, \quad (6)$$

где $Q_{\text{ср}}$, $Z_{\text{вср}}$ — соответственно величина расхода, поступающего в нижний бьеф гидроузла, разность уровней воды на верховой стенке рыбохода на середине временного интервала Δt .

При расчетах в выражениях (4) и (5) величина $Z_{\text{н}}$ также берется на середине временного интервала Δt .

Как показали исследования [8], для нормальной работы данного сооружения необходимо, чтобы соотношения площадей вливных отверстий верховой ($\omega_{\text{в}}$), низовой ($\omega_{\text{н}}$) стенок и площади поперечного сечения сифонного водосброса ($\omega_{\text{с}}$) определялись из следующих выражений:

$$\frac{\omega_{\text{в}}}{\omega_{\text{н}}} = \sqrt{\frac{H}{Z_{\text{вд}}} - 1}; \quad (7)$$

$$\frac{\omega_{\text{с}}}{\omega_{\text{н}}} = \left(\frac{\omega_{\text{в}}}{\omega_{\text{к}}} \sqrt{\left(\frac{H}{Z_{\text{нд}}} - 1 \right)} - 1 \right) \frac{\mu_{\text{н}}}{\mu_{\text{с}}}, \quad (8)$$

где H — разность уровней воды в верхнем и нижнем бьефах;

$Z_{\text{вд}}$, $Z_{\text{нд}}$ — соответственно перепады уровней воды на верховой и низовой стенках, при которых происходит проход рыб через вливные отверстия.

Величины $Z_{\text{вд}}$, $Z_{\text{нд}}$ определяют средние скорости течения во вливных отверстиях, при которых рыбы на бросковых скоростях проходят

через них вверх против течения соответственно из головной маршевой камеры в верхний бьеф и из нижнего бьефа в маршевую камеру.

Анализ технологических режимов выполнен на примере при следующих исходных данных: разность уровней воды между верхним и нижним бьефами $H = 1,5$ м, площадь вливного отверстия нижней стенки $F_n = 0,36$ м², площадь вливного отверстия верхней стенки $F_v = 0,72$ м², площадь поперечного сечения сифона $F_c = 1,17$ м², коэффициенты расхода вливных отверстий $\alpha_v = \alpha_n = 0,65$ [9], коэффициент расхода сифонного водосброса (α_c) по предварительным расчетам, выполненным по методике, изложенной в [10], принят равным 0,6. Расчетная средняя скорость течения во вливных отверстиях 2,0 м/с. Это максимальная скорость течения, при которой возможен проход рыб через отверстия. При разности уровней воды на низовой стенке рыбохода $Z_n = 0,3$ м в данном примере предполагается выключение сифона и при $Z_v = 0,3$ м на верховой стенке — включение сифона.

Расчетами установлено, что продолжительность работы сифонного водосброса зависит от размеров маршевой камеры. При изменении площади поверхности воды в камере от 50 до 1000 м² продолжительность ее наполнения увеличивается в 40 раз.

Технологическая схема работы данного сооружения может быть разбита на несколько операций (рис. 2).

1. *Заход рыб в рыбоход и накопление в маршевой камере.* В этом случае в нижний бьеф гидроузла поступает вода из вливного отверстия и из сифонного водосброса. По данным расчетов для принятых исходных данных средняя скорость течения на выходе из вливного отверстия равна 1,6 м/с, из сифонного водосброса — 1,5 м/с. Средняя скорость течения в вливном отверстии верхней стенки 3,2 м/с. Продолжительность этой операции определяется продолжительностью работы сифона. Сифон может отключаться автоматически при достижении определенного уровня в маршевой камере или выключаться по определенной программе. Рыба, привлеченная в нижнем бьефе гидроузла, заходит в рыбопропускное сооружение и накапливается в маршевой камере, при этом скорости течения в вливном отверстии верховой стенки не позволяют ей проходить в верхний бьеф гидроузла.

2. *Наполнение маршевой камеры.* После выключения сифона (автоматически или по определенной программе) происходит наполнение рабочей камеры. Перепад уровней воды на низовой стенке увеличивается, на верховой уменьшается, а средняя скорость течения в вливном отверстии низовой стенки увеличивается с 1,6 до 3,2 м/с, а верховой стенки

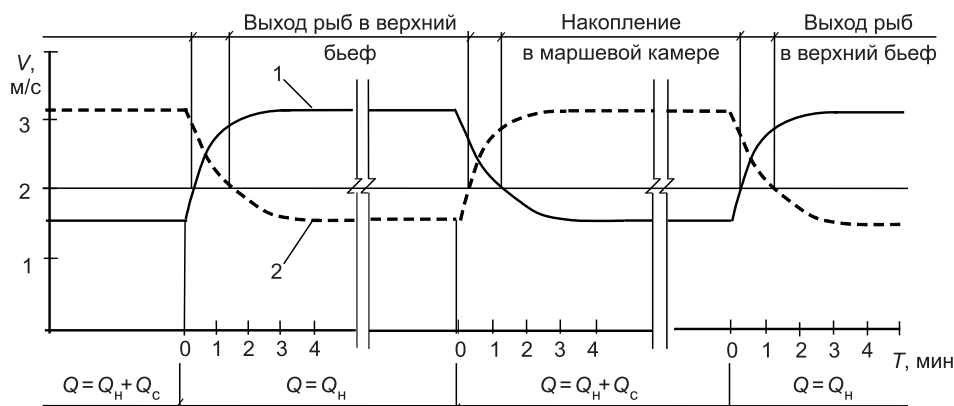


Рис. 2. Изменение средней скорости течения (V) в вливном отверстии низовой стенки (1) и верховой стенки (2) при работе рыбохода

уменьшается с 3,2 до 1,6 м/с. За счет увеличения средней скорости течения на выходе из вливного отверстия увеличивается длина и ширина рыбопривлекающего шлейфа.

3. *Выход рыб из маршевой камеры в верхний бьеф.* При достижении перепада уровней воды на верхней стенке 0,5 м (в этом случае средняя скорость течения во вливном отверстии достигает величины 2,0 м/с, что соответствует принятой верхней границе бросковых скоростей) мигранты начинают выходить из маршевой камеры в верхний бьеф. Выход рыб продолжается и при достижении средней скорости течения в вливном отверстии верховой стенки 1,6 м/с. После выхода всех рыб в верхний бьеф происходит зарядка сифона.

4. *Опорожнение головной маршевой камеры.* При работе сифона происходит опорожнение головной маршевой камеры, при этом скорость течения в вливном отверстии верхней стенки изменяется от 1,6 до 3,2 м/с. Следует отметить, что при изменении скорости течения от 1,6 до 2,0 м/с (при изменении перепада на вливном отверстии верхней стенки от 0,3 до 0,5 м) возможен выход мигрантов из маршевой камеры в верхний бьеф. В период изменения средней скорости течения в вливном отверстии нижней стенки от 2,0 до 1,6 м/с также возможна (при изменении перепада на нижнем вливном отверстии от 0,5 до 0,3 м) миграция рыб из нижнего бьефа в маршевую камеру.

При достижении перепада уровней воды на нижней стенке 0,3 м повторяется первая операция и т.д.

Вывод. Приведенные выше данные показывают возможность использования данного рыбопропускного сооружения для пропуска рыб из нижнего бьефа гидроузла в верхний. При этом в вливных отверстиях возможно создание скоростей течения, позволяющих мигрантам, идущим на нерест, проходить из нижнего бьефа гидроузла в верхний.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Строительные нормы и правила. Подпорные стены, судоходные шлюзы, рыбопропускные и рыбозащитные сооружения. СНиП 2.06.07-87.— М.: Стройиздат, 1987.— 35 с.
2. Clay C. H. Design of fishway and other facilities.— Lewis Publisher, Boca Ratin, Ann Harbor, London, Tokyo, 1995.— 248 p.
3. Pavlov D. S. Fish behavior during upstream and downstream migrations and structures assisting their migrations. International DWA/D. S. Pavlov, M. A. Skorobogatov//Symposium on Water Resources Management. Free Passage for Aquatic fauna in Rivers and Water Bodies.— Berlin, 2006.— P. 7–11.
4. А.с. 1167261 СССР, МКИ³ В 02 В 8/08. Рыбоход (его варианты)/В. С. Карелин, Е. Н. Коноплев, В. И. Никитенко.— Оpubл. Б.И. № 26, 1985.
5. Карапетян А. А. Рыбоходы с изменяющимися скоростями течения в вливных отверстиях/А. А. Карапетян, Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov//Вестн. Тверского гос. техн. ун-та.— Тверь: ТГТУ, 2005.— Вып. 6.— С. 37–40.
6. Коноплев Е. Н. Рыбоходы, совмещенные с сифонными водосбросами/Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov, А. А. Карапетян//Матер. докл. Междунар. конф. «Поведение рыб».— Борок, 2005.— С. 255–258.
7. Карапетян А. А. К вопросу об основном уравнении неустановившихся процессов движения воды в лестничном рыбоходе с сифонным водосбросом/А. А. Карапетян, Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov//Перспективы развития Волжского региона: Матер. Всерос. науч. конф.— Тверь, 2005.— Вып. 7.— С. 4–7.
8. Карапетян А. А. Обоснование размеров вливных отверстий рыбохода с сифонным водосбросом/А. А. Карапетян, Е. Н. Коноплев, М. А. Skorobogatov//Вестн. Тверского гос. техн. ун-та.— Тверь: ТГТУ, 2007.— Вып. 10.— С. 204–207.
9. Справочник по гидравлическим расчетам/Под ред. П. Г. Киселева.— М.: Энергия, 1977.— 312 с.
10. Симаков Г. В. Сифонные водосбросы/Г. В. Симаков.— Л., 1974.— 67 с.

© Карапетян А. А., Коноплев Е. Н., Skorobogatov М. А., 2008

Получено после доработки 15.02.08

САНИТАРНАЯ ТЕХНИКА

УДК 697.932.3:536.92

М. И. ШИЛЯЕВ, д-р техн. наук, проф., Е. М. ХРОМОВА, канд. физ.-мат. наук, доц., А. В. ТУМАШОВА, асп. (Томский государственный архитектурно-строительный университет)

ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ТЕПЛОМАССООБМЕНА В ФОРСУНОЧНЫХ ОРОСИТЕЛЬНЫХ КАМЕРАХ ПРИ ВЫСОКИХ ВЛАГОСОДЕРЖАНИЯХ

На основе представлений о взаимопроникающих разнотемпературных континуальных средах сформулирована физико-математическая модель движения и теплообмена парогазовой смеси с каплями в оросительных форсуночных камерах при высоких влажностях. Проведен анализ модели для вертикальных камер.

В [1] представлена физико-математическая модель теплообмена парогазового потока с каплями жидкости в оросительных камерах различного назначения. В модели учтено влияние повышенной концентрации паров на теплообменные процессы с помощью стефановской поправки, а также существенное проявление эффектов испарения-конденсации на параметры состояния парогазового потока. Учтена переменность массы капель в их уравнениях движения. Эти уравнения представлены в лагранжевой системе координат. Такая постановка неудобна для анализа горизонтальных камер, когда значительная часть капель под действием силы тяжести может выпадать из потока в поддон, не доходя до выхода из камеры. В этой связи целесообразно рассмотреть постановку этой задачи в континуальном представлении компонентов системы парогазовая смесь — капли, при котором «размазанная» плотность капель будет меняться по всему пространству в зависимости от динамики их движения и выпадения под действием силы тяжести. В настоящей работе сформулирована физико-математическая модель движения двухфазной трехкомпонентной гетерогенной среды капли жидкости — парогазовая смесь в оросительных форсуночных камерах. Компоненты среды рассматриваются как разнотемпературные, разнотемпературные взаимопроникающие континуумы. Уравнения модели имеют следующий вид:

— уравнение движения для капель жидкости с учетом переменности их массы за счет процессов испарения-конденсации

$$\frac{d\vec{V}_k}{d\tau} = \vec{g} + \vec{R} - \frac{\vec{V}_k - \vec{U}}{m_k} \frac{dm_k}{d\tau}; \quad (1)$$

— уравнение неразрывности для жидкости

$$\frac{d\rho_k}{d\tau} = \rho_k \frac{dm_k}{m_k d\tau} - \rho_k \nabla \vec{V}_k; \quad (2)$$

— уравнение массообмена капли жидкости с потоком парогазовой смеси за счет испарения-конденсации (уравнение Максвелла с поправками на стефановский поток K_c и на инерционность обтекания капли Φ (Фросслинга))

$$\frac{dm_k}{d\tau} = \frac{2\pi M_1 K_c D \delta_k}{RT} (P_1 - P_{pk}) \Phi \quad (3)$$

или

$$\frac{dm_k}{d\tau} = -\beta\pi\delta_k^2(\rho_{пк} - \rho_1); \quad (3')$$

— уравнение для влагосодержания

$$\frac{dd}{d\tau} = \frac{W}{\rho_2}; \quad (4)$$

— уравнение для скорости парогазовой смеси вдоль оси камеры [1]

$$U = U_0 \frac{T}{T_{00}} \frac{K+d}{K+d_0}; \quad (5)$$

— уравнение теплообмена капли с потоком парогазовой смеси

$$c_{ж}m_k \frac{d\Theta}{d\tau} = -\alpha_k \pi \delta_k^2 (\Theta_{п} - T) + \Gamma_{ж} \frac{dm_k}{d\tau} - (c_{ж}\Theta_{п} - c_1 T) \frac{dm_k}{d\tau}; \quad (6)$$

— уравнение для температуры парогазовой смеси

$$\frac{d(cT)}{d\tau} = - \left[\frac{\alpha_k \pi \delta_k^2 (\Theta_{п} - T)}{\frac{dm_k}{d\tau}} + (c_{ж}\Theta_{п} - c_1 T) \right] \frac{dd}{d\tau} \frac{\rho_2}{\rho}. \quad (7)$$

Уравнения (1)–(7) должны решаться при следующих начальных условиях: при $\tau = 0$

$$\vec{V}_k = \vec{V}_{k0}, \quad \vec{U} = \vec{U}_0, \quad m_k = m_{k0}, \quad d = d_0, \quad \Theta = \Theta_0, \quad T = T_{00},$$

$$\rho_k = \rho_{k0} = q\rho_{ж} \text{ (прямоток)}, \quad \rho_{k0} = q\rho_{ж} \frac{U_0(x=h)}{U(x=0)} \text{ (противоток, см. рис. 1)}. \quad (8)$$

Система уравнений (1)–(7) дополняется уравнениями состояния для компонент смеси парогазового потока:

$$\rho = \rho_{20} - \frac{1-K}{K} \rho_1; \quad (9)$$

$$\rho_1 = \frac{M_1 P_1}{RT}; \quad P_1 = B \frac{d}{K+d}; \quad (10)$$

$$\rho_{20} = \frac{B M_2}{RT}; \quad (11)$$

$$\rho_2 = \frac{(B-P_1)M_2}{RT}, \quad (12)$$

а также уравнениями для коэффициента сопротивления капель [2]

$$\tilde{\xi} = \frac{\xi}{\xi_c} = (1 + 0,0152 \text{Re}_k + 1,08 \text{Re}_k^{0,2}) \quad (13)$$

и коэффициентов теплообмена и массообмена [3]:

$$\text{Nu} = 2 + \text{Re}_k^{0,55} \text{Pr}^{0,33}; \quad (14)$$

$$\text{Nu}' = 2K_c \Phi. \quad (15)$$

Коэффициенты вязкости и теплопроводности вычисляются на основе кинетической теории газов для бинарных смесей:

$$\mu = \frac{\rho_1 \mu_1}{\rho_1 + \rho_2 \Phi_{12}} + \frac{\rho_2 \mu_2}{\rho_2 + \rho_1 \Phi_{21}}; \quad (16)$$

$$\lambda = \frac{\rho_1 \lambda_1}{\rho_1 + \rho_2 A_{12}} + \frac{\rho_2 \lambda_2}{\rho_2 + \rho_1 A_{21}}, \quad (17)$$

где ρ_1, ρ_2 — плотности компонентов смеси, вычисляемые по уравнениям (10) и (12), Φ_{ij} и A_{ij} :

$$\Phi_{12} = \frac{\left[1 + \sqrt{\frac{\mu_1}{\mu_2}} \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^{1/4} \right]^2}{\left[8 \left(1 + \frac{M_1}{M_2} \right) \right]^{1/2}}, \quad \Phi_{21} = \frac{\mu_2}{\mu_1} \frac{M_1}{M_2} \Phi_{12}; \quad (18)$$

$$A_{12} = \frac{\left[1 + \sqrt{\frac{\mu_1}{\mu_2}} \left(\frac{M_1}{M_2} \right)^{3/4} \right]^2}{\left[8 \left(1 + \frac{M_1}{M_2} \right) \right]^{1/2}}, \quad A_{21} = \frac{\left[1 + \sqrt{\frac{\mu_2}{\mu_1}} \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^{3/4} \right]^2}{\left[8 \left(1 + \frac{M_2}{M_1} \right) \right]^{1/2}}. \quad (19)$$

В (16)–(19) μ_1 и μ_2 , λ_1 и λ_2 — динамические вязкости и теплопроводности компонентов смеси, которые могут быть вычислены по формулам Сатерленда:

$$\mu_i = \mu_{oi} \frac{T_0 + c_i}{(T_0 + t) + c_i} \left(\frac{T_0 + t}{T_0} \right)^{3/2}, \quad i = 1, 2, \quad (20)$$

где для пара $c_1 = 961$, $\mu_{o1} = 10,0 \cdot 10^{-6}$ Па·с при $T = T_0 = 273$ К, $B = B_0 = 101325$ Па, $M_1 = 18 \frac{\text{кг}}{\text{кмоль}}$; для воздуха $c_2 = 124$, $\mu_{o2} = 17,3 \cdot 10^{-6}$ Па·с при $T = T_0$, $B = B_0$, $M_2 = 29 \frac{\text{кг}}{\text{кмоль}}$;

$$\lambda_1 = \lambda_{o1} \frac{T_{10} + c_1}{(T_0 + t) + c_1} \left(\frac{T_0 + t}{T_{10}} \right)^{3/2}, \quad (21)$$

где для пара $\lambda_{o1}(t = 10^\circ\text{C}) = 1,89 \cdot 10^{-2} \frac{\text{Вт}}{\text{мК}}$ при $T_{10} = 283$ К, $B = B_0$;

для воздуха

$$\lambda_2 = \lambda_{o2} \frac{T_0 + c_2}{(T_0 + t) + c_2} \left(\frac{T_0 + t}{T_0} \right)^{3/2}, \quad (22)$$

где $\lambda_{o2} = 2,44 \cdot 10^{-2} \frac{\text{Вт}}{\text{мК}}$ при $T = T_0$, $B = B_0$.

Уравнения модели могут решаться в стационарной постановке для прямотока (задание начальных условий для капель жидкости и парогазовой смеси на одной стороне аппарата при $x = 0$) и противотока (задание начальных условий для капель жидкости на одной стороне аппарата при

$x=0$, а для парогазовой смеси на другой при $x=h$). При этом $\frac{\partial}{\partial t}=0$ и $\frac{d_i(...)}{d\tau}=\vec{V}_i\nabla(...)$, где индекс i определяет субстанциональную производную.

Для расчета температуры поверхности капли можно воспользоваться приближенным уравнением [1]

$$-4\lambda_{\text{ж}}(\Theta_{\text{п}} - \Theta) = \lambda \text{Nu}(\Theta_{\text{п}} - T) + Dr_{\text{ж}} \text{Nu}' \frac{M_1}{R} \left(\frac{P_{\text{пк}}}{\Theta_{\text{п}}} - \frac{P_1}{T} \right). \quad (23)$$

Обозначения, принятые в формулах:

$\rho_{\text{к}}$ — массовая концентрация капель;

$m_{\text{к}}$ — масса капли;

M_1, M_2 — молекулярные массы паров жидкости и сухого газа;

$K = M_1 / M_2$;

$\delta_{\text{к}} = \sqrt{\frac{6m_{\text{к}}}{\pi\rho_{\text{ж}}}}$ — диаметр капли;

D — коэффициент диффузии пара (для водяного пара $D = D_0 \frac{B_0}{B} \left(\frac{T}{T_0} \right)^{1,8}$,

$D_0 = 21,6 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ при барометрическом давлении $B = B_0 = 101325 \text{ Па}$, $T_0 = 273 \text{ К}$);

$\rho_{\text{ж}}$ — плотность жидкости;

$R = 8,314 \cdot 10^3 \text{ кДж/кмоль} \cdot \text{К}$ — универсальная газовая постоянная;

$T = T_0 + t$ — абсолютная температура парогазовой смеси;

Θ — абсолютная среднемассовая температура капель;

$K_c = 1 + \frac{P_1 + P_{\text{пк}}}{2B}$ — поправка на стефановский поток;

d — влагосодержание;

$P_{\text{пк}}$ — давление насыщенных паров на поверхности капли при температуре ее поверхности $\Theta_{\text{п}}$, определяется по обобщенным эмпирическим зависимостям [1, 3] либо по термодинамическим таблицам;

$\Phi = 1 + 0,276 \text{Re}_{\text{к}}^{0,5} \text{Sc}^{0,33}$ — поправка Фросслинга;

$\text{Re}_{\text{к}} = \frac{|\vec{V}_{\text{к}} - \vec{U}| \rho \delta_{\text{к}}}{\mu}$ — число Рейнольдса обтекания капли;

$\text{Sc} = \frac{\mu}{\rho D}$ — число Шмидта;

μ, ρ — динамическая вязкость и плотность парогазовой смеси;

$T_{00} = T_0 + t_0$;

$c_{\text{ж}}, c_1, c_2, c$ — теплоемкости жидкости, пара, сухого газа, парогазовой смеси: $c = c_2 + c_1 d$;

$r_{\text{ж}}$ — удельная теплота фазовых переходов;

$\alpha_{\text{к}} = \frac{\text{Nu} \lambda}{\delta_{\text{к}}}$ — коэффициент теплоотдачи капли;

λ — коэффициент теплопроводности парогазовой смеси;

$\text{Pr} = \frac{\mu c}{\lambda}$; $\lambda_{\text{ж}}$ — коэффициент теплопроводности жидкости;

$\vec{R} = -\xi \frac{(\vec{V}_k - \vec{U})}{\tau_k}$ — вектор силы сопротивления, действующей на каплю и

приходящейся на единицу ее массы;

$\tau_k = \frac{\rho_k \delta_k^2}{18\mu}$; \vec{U} , \vec{V}_k — векторы скоростей парогазовой смеси и капель;

\vec{g} — вектор ускорения силы тяжести;

$\xi_c = \frac{24}{Re_k}$ — стоксовский коэффициент сопротивления капель;

q — коэффициент орошения: $q = Q_k / Q_{г0}$, Q_k — объемный расход жидкости, $Q_{г0}$ — объемный расход газа на входе;

Nu — число Нуссельта теплообмена;

$Nu' = \frac{\beta \delta_k}{D}$ — число Нуссельта массообмена;

— коэффициент массоотдачи капли, определяемый по концентрационному напору паров;

$\rho_{пк} = \frac{M_1 P_{пк}}{R \Theta_{п}}$ — плотность насыщенных паров жидко-

сти на поверхности капли.

На рис. 1 представлена схема вертикальной камеры орошения с противоточным движением капель жидкости и парогазовой смеси. Результаты расчетов по предложенной модели в стационарной одномерной постановке приведены на рис. 2–5. Для этого случая из уравнения (2) следует

$$\rho_k = q \rho_{ж} \frac{U_0}{U} \frac{V_{к0}}{V_{кх}} \bar{\delta}_k^3, \quad \bar{\delta}_k = \frac{\delta_k}{\delta_{к0}}. \quad (24)$$

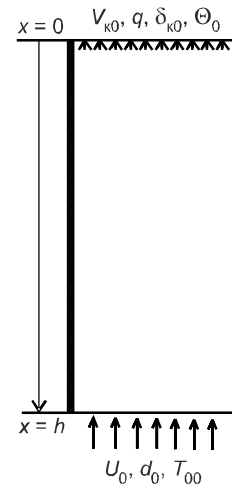


Рис. 1. Схема задания граничных условий для вертикальной камеры орошения

Численное решение проводилось методом стрельбы. При этом в уравнении теплообмена капель температура поверхности капель принималась равной их среднemasовой температуре ($\Theta_{п} = \Theta$). В [1] показано, что это условие можно с достаточной точностью принять для $\delta_k \leq 700\text{--}800$ мкм. Приведенные рисунки иллюстрируют весьма сложное изменение термодинамических параметров системы капли — парогазовая смесь, что упрощенными методами предсказать невозможно (рис. 2).

При высоких влагосодержаниях (рис. 3) за счет конденсации паров на каплях при определенных их начальных температурах и парогазовой смеси имеет место существенный рост размеров капель, снижение более чем вдвое влагосодержания и скорости парогазового потока на 20–25%. Особенно значительны изменения температуры капель (более чем в 17 раз) и температуры парогазовой смеси (более чем в 2 раза), что связано с выделением тепла при конденсации паров.

При меньших влагосодержаниях (рис. 4) и тех же остальных параметрах идет процесс испарения капель (размер их уменьшается); за счет испарительного эффекта их температура в °С заметно снижается, в данном случае порядка на 19%. За счет конвекции от капель передается тепло парогазовой смеси и происходит ее нагрев до температуры в 1,8 раза большей ее значения на входе.

При других начальных температурах капель и парогазовой смеси и влагосодержании ($h = 2$ м, $T_{00} = 293$ К, $\delta_{к0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³, $\Theta_0 = 333$ К, $U_0 = 1,5$ м/с, $V_{к0} = 20$ м/с, $d_0 = 0,2$ кг/кг с.в.) рост температуры капель за

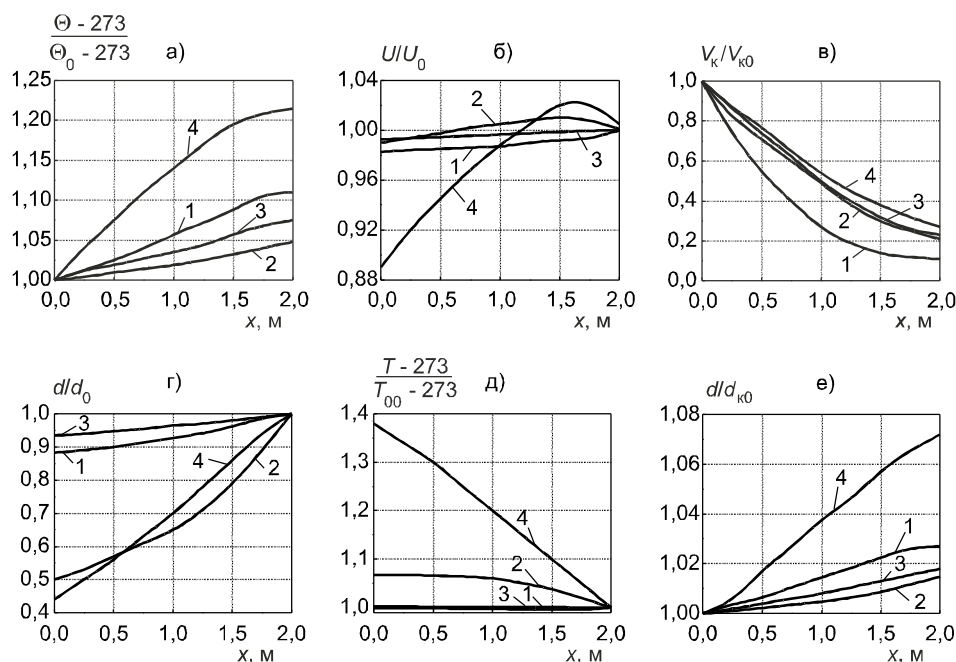


Рис. 2. Изменение параметров паровоздушного потока и капель вдоль оси вертикальной камеры высотой 2 м при $U_0 = 1$ м/с, $V_{k0} = 20$ м/с, $\Theta_0 = 293$ К

a — температура капель, b — скорость паровоздушного потока, c — скорость капель, d — влажосодержание, e — температура паровоздушного потока, f — размер капель; 1 — $T_{00} = 333$ К, $d_0 = 0,1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 500$ мкм, $q = 0,1$ л/м³; 2 — $T_{00} = 293$ К, $d_0 = 0,1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³; 3 — $T_{00} = 333$ К, $d_0 = 0,1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 0,1$ л/м³; 4 — $T_{00} = 333$ К, $d_0 = 1$ кг/кг, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³

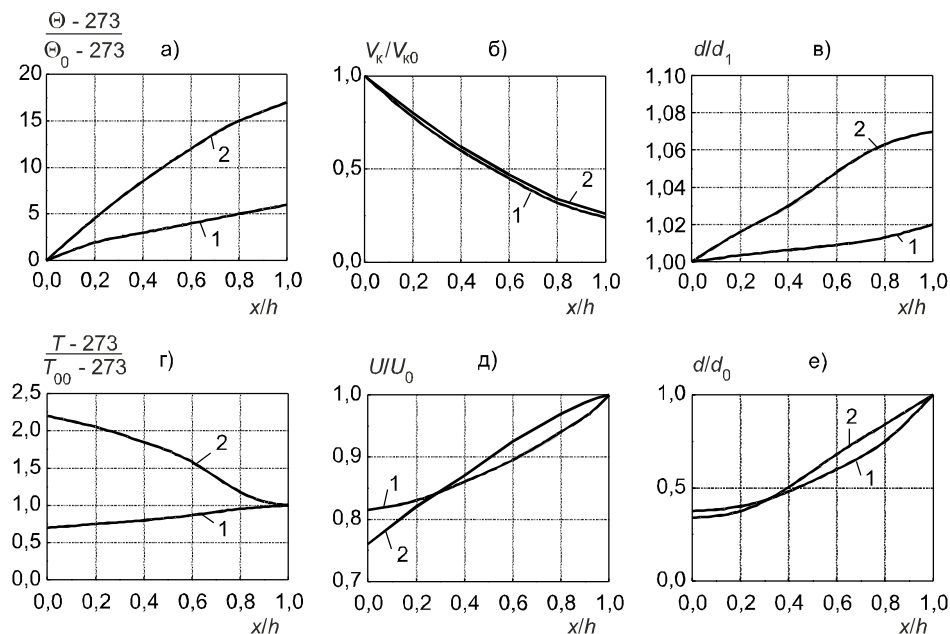


Рис. 3. Изменение параметров паровоздушного потока и капель вдоль оси вертикальной камеры высотой 2 м при $T_{00} = 378$ К, $\delta_{k0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³, $\Theta_0 = 278$ К, $U_0 = 1,5$ м/с, $V_{k0} = 20$ м/с

a — температура капель, b — скорость капель, c — размер капель, d — температура паровоздушного потока, e — влажосодержание; 1 — $d_0 = 0,1$ кг/кг; 2 — $d_0 = 1$ кг/кг

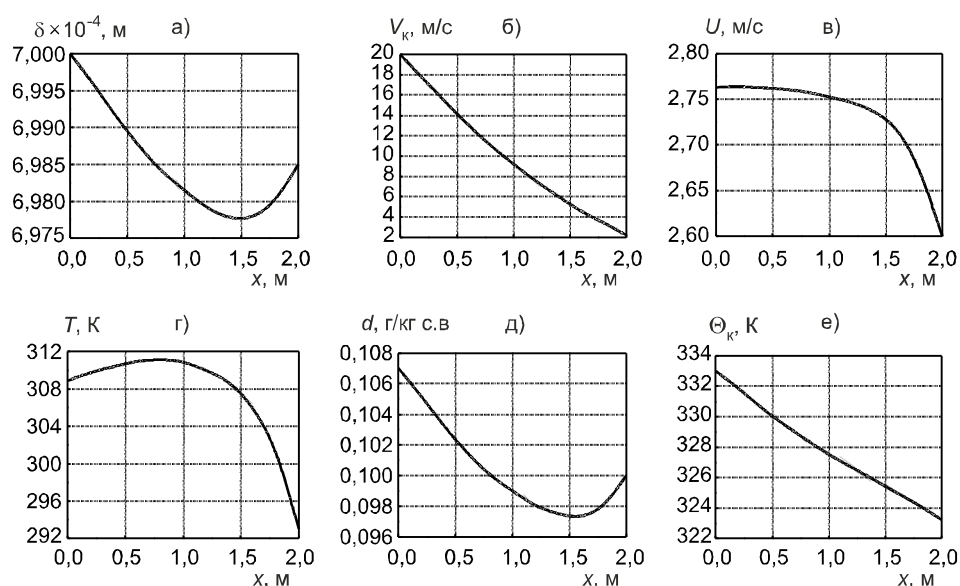


Рис. 4. Изменение параметров паровоздушного потока и капель вдоль оси вертикальной камеры высотой 2 м при $T_{00} = 293$ К, $\delta_{к0} = 700$ мкм, $q = 1$ л/м³, $\Theta_0 = 333$ К, $U_0 = 2,6$ м/с, $V_{к0} = 20$ м/с, $d_0 = 0,1$ кг/кг

a — размер капель, b — скорость капель, c — скорость паровоздушного потока, d — влагосодержание, e — температура капель

счет конденсации существенно ниже (порядка на 2,5%), температура парогазовой смеси повышается в 2,65 раза, что определяется в основном конвективной составляющей процесса теплообмена.

При определенных соотношениях параметров на входе при противотоке создаются условия зависания капель, о чем свидетельствует резкий рост их концентрации (рис. 5) и при больших значениях U_0 счет останавливается. Такие режимы могут быть численно установлены на основе представленной модели. Их определение имеет известный практический интерес.

Анализ модели для горизонтальных камер будет проведен в следующей работе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ш и л я е в М. И. Моделирование процесса тепломассообмена в оросительных камерах/М. И. Шилиев, Е. М. Хромова//ТОХТ.— 2008.— Т. 42.— № 3.
2. Т а р а б а н о в М. Г. Тепломассоперенос в камерах орошения кондиционеров с форсунками распыления/М. Г. Тарабанов, Ю. В. Видин, Г. П. Бойков.— Красноярск: КрасПИ, 1974.
3. Ш и л я е в М. И. Методы расчета пылеуловителей/М. И. Шилиев, А. М. Шилиев, Е. П. Грищенко.— Томск: ТГАСУ, 2006.

© Шилиев М. И., Хромова Е. М., Тумашова А. В., 2008

Получено 04.03.08

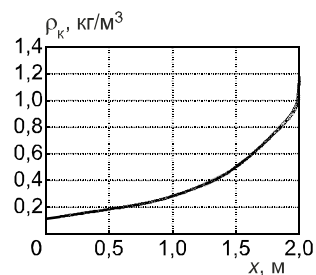


Рис. 5. Распределение плотности жидкой фазы по высоте камеры при параметрах, данных на рис. 4

СТРОИТЕЛЬНЫЕ И ДОРОЖНЫЕ МАШИНЫ

УДК 621.878.001.24

Ф. Ф. КИРИЛЛОВ, канд. техн. наук, проф. (Томский государственный архитектурно-строительный университет)

ОСОБЕННОСТИ ВЫБОРА БЕСКОВШОВЫХ ТРАНШЕЕКОПАТЕЛЕЙ ДЛЯ ЭФФЕКТИВНОЙ РАЗРАБОТКИ ГРУНТОВЫХ СРЕД

Установлено оптимальное соотношение мощности двигателя к массе бесковшового траншеекопателя с учетом конструктивных особенностей исполнительного органа и технологических параметров рабочего процесса разработки грунтовых сред. Предложено применение комбинированного цепного исполнительного органа, позволяющего существенно увеличить эффективность разработки грунтов бесковшовыми цепными траншеекопателями.

Известно большое количество бесковшовых многолезцовых траншеекопателей для разработки мерзлых и прочных грунтов, отличающихся конструкцией и размерами исполнительных органов [1, 2]. Все это разнообразие можно свести к двум группам машин: цепные и фрезерно-роторные траншеекопатели (рис. 1).

Определение наиболее совершенных и перспективных конструкций траншеекопателей, обеспечивающих наибольшую эффективность их применения при различных производственных условиях, возможно по критерию рационального выбора, комплексно показывающего наиболее совершенные конструкции исполнительных органов и схемы взаимодействия с разрушаемой средой, наименьшую энергоемкость разработки и наибольшую производительность при одинаковой мощности базового двигателя. Такой критерий может быть сформулирован из анализа тягового баланса траншеекопателя.

Уравнение тягового баланса имеет вид [2]

$$F_k = F_f + X + F_a + m \cdot \frac{dv}{dt}, \quad (1)$$

где F_k — касательная сила тяги, направленная параллельно поверхности пути, является движущей силой, вызывающей перемещение траншеекопателя;

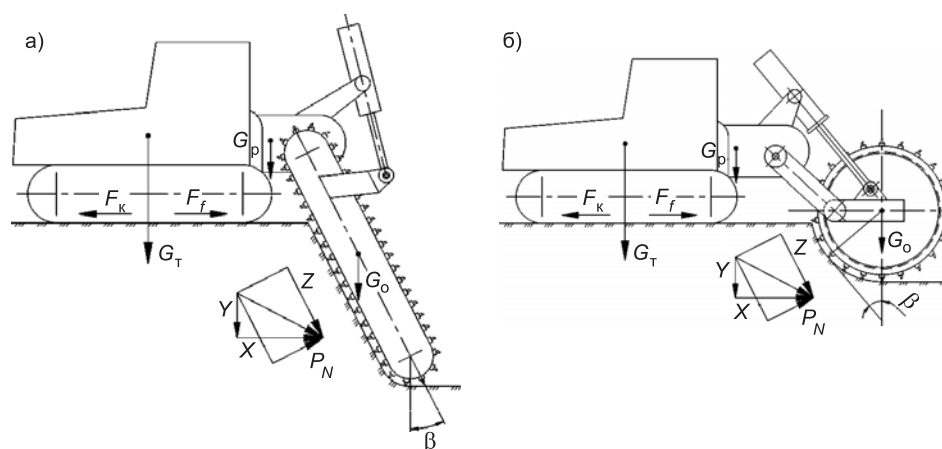


Рис. 1. Схема сил, действующих на цепной (а), фрезерно-роторный (б) траншеекопатели

F_f — горизонтальная составляющая тягового сопротивления;
 X — сила сопротивления исполнительного органа при взаимодействии с разрушаемой средой;
 F_α — сила сопротивления движению при подъеме или спуске;
 $m \cdot \frac{dv}{dt}$ — сила инерции при прямолинейном поступательном движении.

Касательная сила тяги F_k обусловлена реакцией поверхности грунта и имеет максимальное значение

$$F_k = \mu \cdot (G_t + G_p + G_o + Y), \quad (2)$$

где G_t — сцепной вес базовой машины (трактора);
 G_p — вес редуктора привода исполнительного органа;
 G_o — вес исполнительного органа;
 Y — вертикальная составляющая сил сопротивления резанию среды;
 μ — коэффициент сцепления движителя с поверхностью грунта.

Экспериментальные исследования показывают, что силы сопротивления движению X изменяются и носят случайный характер, представляющий периодические колебания, и определяются в основном неравномерностью работы движителя. Размах этих колебаний может быть значительным и оценивается коэффициентом возможной перегрузки K_g , представляющим собой отношение максимально возможного значения силы сопротивления движению рабочего органа X_{\max} к среднему значению этой силы $K_g = X_{\max} / X$. Для рассматриваемых типов траншеекопателей коэффициент K_g может принимать значения из диапазона от 1,2 до 1,5 [2, 3].

Временные перегрузки преодолеваются путем использования запаса кинематической энергии двигателя и движущихся масс траншеекопателя, и поэтому для обеспечения безостановочной работы траншеекопателя устанавливают коэффициент эксплуатационной нагрузки $\eta_s = 0,85 - 0,90$ [3].

Эксплуатационная масса траншеекопателя в условиях установившихся движения и процесса разработки грунта, исходя из условий равенства сил сопротивления и тяговых усилий базовой машины с учетом случайных перегрузок на горизонтальной поверхности, определяется с помощью формул (1), (2) из уравнения

$$\lambda_1 \cdot \mu \cdot (G_t + G_p + G_o + Y) = K_g \cdot X + f \cdot (G_t + G_p + G_o + Y), \quad (3)$$

где f — коэффициент сопротивления перекачиванию;
 λ_1 — коэффициент нагрузки ведущих колес, $\lambda_1 = 1$ для тракторов со всеми ведущими колесами и гусеничных тракторов [3].

С учетом того, что $m = G/g$, где g — ускорение свободного падения, уравнение (3) можно преобразовать к следующему виду:

$$m_t + m_p + m_o = \frac{K_g \cdot X + Y \cdot (f - \lambda_1 \cdot \mu)}{g \cdot (\lambda_1 \cdot \mu - f)}. \quad (4)$$

Горизонтальная X и вертикальная Y — составляющие сил резания зависят от большого числа факторов (см. рис. 1) и определяются из выражений

$$X = Z \cdot (\sin \beta + K_N \cdot \cos \beta), \quad (5)$$

$$Y = Z \cdot (\cos \beta - K_N \cdot \sin \beta), \quad (6)$$

где $K_N = P_N / Z$ — коэффициент, характеризующий отношение нормальной силы резания P_N к тангенциальной (окружной) силе резания Z ;
 β — угол между вертикалью и тангенциальной силой резания фрезерно-рооторным исполнительным органом в точке приложения равнодействующей.

Силы Z и P_N зависят как от прочности разрабатываемой среды, так и от конструктивных особенностей исполнительного органа (плотности и

схемы установки резцов, состояния и размеров резцов) и технологических параметров процесса разработки грунтов (скорости резания, скорости передвижения траншеекопателя).

Уменьшение X и увеличение вертикальных сил Y снижает необходимую массу траншеекопателя, а это указывает, что в качестве базовой машины могут применяться более энергонасыщенные трактора. К изменению сил X и Y также приводит изменение угла β , который зависит от схемы взаимодействия исполнительного органа с разрабатываемой средой.

Учитывая, что мощность, расходуемая на перемещение траншеекопателя массой 20000 кг в рабочем режиме со скоростью подачи 60 м/ч, не превосходит 3 кВт, то окружное усилие можно определить по зависимости

$$Z = \frac{N_{\text{дв}} \cdot \eta_{\text{э}} \cdot \eta_{\text{р}}}{(1 + K_N \cdot f_{\text{ц}}) \cdot V_{\text{р}}}, \quad (7)$$

где $N_{\text{дв}}$ — номинальная мощность двигателя;

$\eta_{\text{р}}$ — КПД привода исполнительного органа;

$f_{\text{ц}}$ — коэффициент сопротивления цепи;

$V_{\text{р}}$ — скорость резания, м/с.

С учетом формул (5–7) выражение (4) может быть представлено в виде

$$\begin{aligned} m_{\text{т}} + m_{\text{р}} + m_{\text{о}} = \\ = \frac{N_{\text{дв}} \cdot \eta_{\text{э}} \cdot \eta_{\text{р}} \cdot [\sin \beta \cdot (K_{\text{г}} - K_N \cdot f + \lambda_1 \cdot \mu) + \cos \beta \cdot (K_{\text{г}} \cdot K_N + f - \lambda_1 \cdot \mu)]}{V_{\text{р}} \cdot g \cdot (1 + K_N \cdot f_{\text{ц}}) (\lambda_1 \cdot \mu - f)}. \end{aligned} \quad (8)$$

Уравнение (8) позволяет установить оптимальное соотношение мощности двигателя к массе траншеекопателя с учетом конструктивных особенностей исполнительного органа и технологических параметров рабочего процесса разработки грунтовой среды. Наибольшее влияние на это соотношение оказывают коэффициент K_N , угол β и тяговые возможности базовой машины, определяемые коэффициентом сцепления μ .

Коэффициент K_N зависит от толщины срезаемой стружки h , угла резания α , износа резцов на задней грани Δ и по нашим исследованиям изменяется от 0,2 до 2,3 (рис. 2), достигая наибольшего значения $\approx 3,0$ при $h = 0$.

Для наиболее распространенных условий эксплуатации бесковшовых цепных траншеекопателей ($\mu = 0,6$; $V_{\text{р}} = 2$ м/с; $f \approx 0,1$; $\lambda_1 = 1$; $K_{\text{г}} = 1,5$) на базе тракторов Т-130 с мощностью двигателя $N_{\text{дв}} = 118$ кВт и массой $m_{\text{т}} + m_{\text{р}} + m_{\text{о}} = 20000$ кг можно оценить целесообразность применения

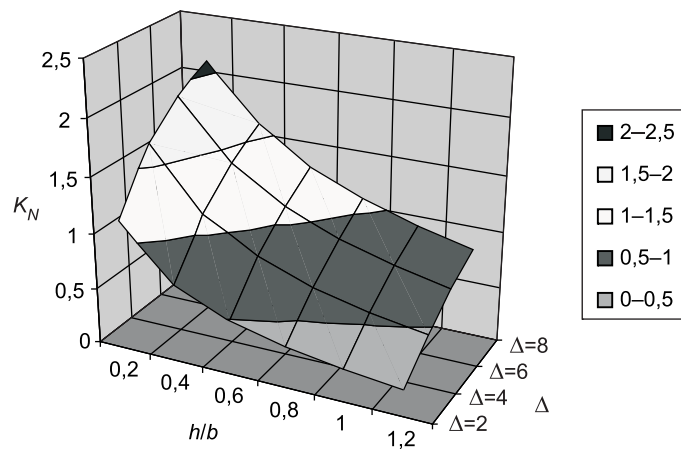


Рис. 2. Зависимость K_N от толщины срезаемой стружки h при ширине резца $b = 15$ мм и линейного износа Δ по задней грани

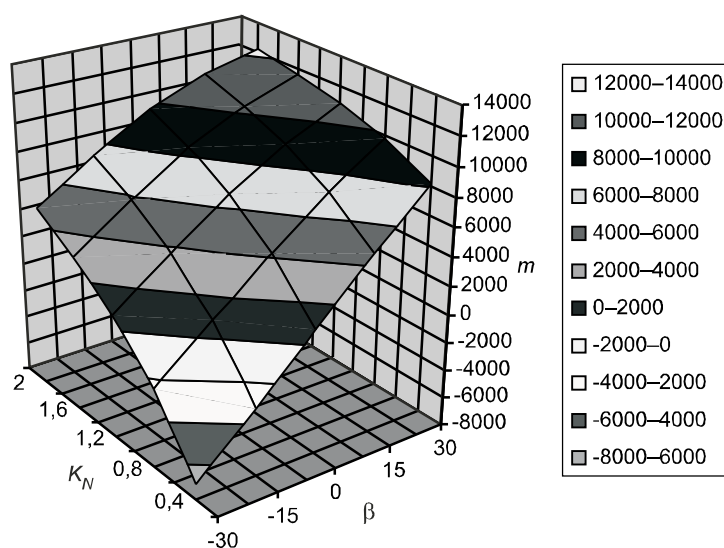


Рис. 3. Зависимость необходимой массы траншекопателя на гусеничном ходу (Т-130) от коэффициента K_N и угла β установки цепного исполнительного органа относительно вертикали

этих тракторов в качестве базовой машины для траншекопателей. Расчеты показывают, что при самых неблагоприятных условиях эксплуатации ($\beta = 30^\circ$; $K_N = 2$; $\Delta = 8$ мм) при отсутствии заштыбования исполнительного органа, когда производительность по выносу грунта из траншеи больше, чем производительность по отделению его от массива, массы трактора и массы рабочего органа достаточно для непрерывного процесса экскавации траншекопателем (рис. 3).

Иная ситуация возникает, когда в качестве базовой машины используется другой наиболее распространенный трактор на пневматическом ходу Т-150К с мощностью двигателя $N_{дв} = 121$ кВт и общей массой 10300 кг. В связи с тем, что масса трактора и масса рабочего оборудования значительно меньше, чем у траншекопателя на базе трактора Т-130, и коэффициент сцепления $\mu = 0,3$, то существующие траншекопатели могут эффективно работать только при определенных условиях (рис. 4).

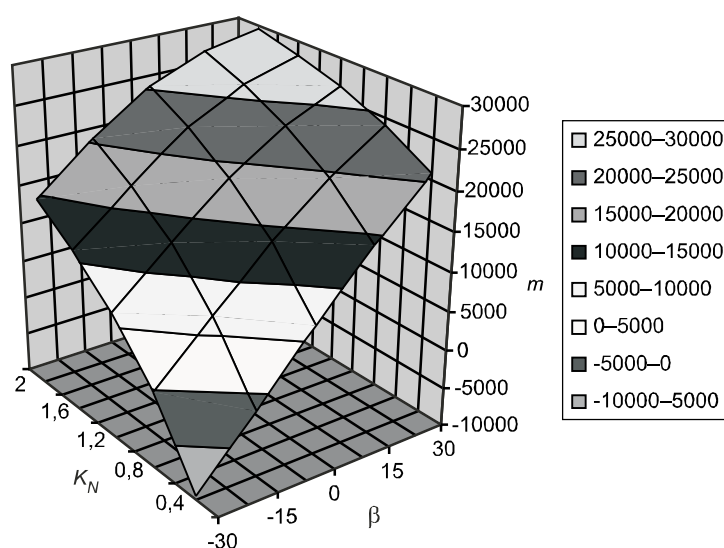


Рис. 4. Зависимость необходимой массы траншекопателя на базе колесного трактора Т-150К от K_N и β

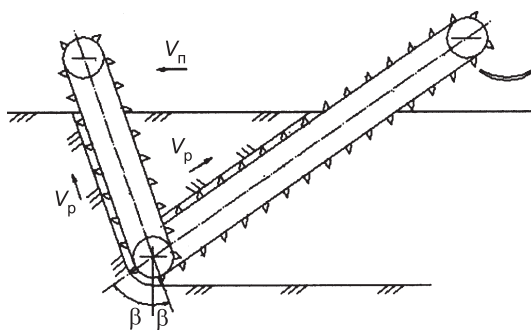


Рис. 5. Схема комбинированного исполнительного органа [5]

Значительно можно уменьшить массу траншеекопателя, если цепной исполнительный орган в рабочем положении развернуть в противоположном направлении относительно вертикали и задать отрицательные значения угла β , т. е. ведомую звездочку цепи установить впереди ведущей по ходу движения. Устойчивость исполнительного органа можно обеспечить установкой узких цепных исполнительных орга-

нов по бокам широкого центрального органа (рис. 5) [5]. Предлагаемый комбинированный исполнительный орган позволяет решить несколько сложных задач:

- обеспечить эффективный способ удаления грунта из траншеи, исключив заштыбование;
- уменьшить необходимое тяговое усилие и, следовательно, массу траншеекопателя;
- уменьшить скорость резания и создать наиболее эффективные условия отделения грунта от массива.

Фрезерно-ротаторный исполнительный орган в отличие от цепного имеет существенное ограничение по углу β . При угле контакта с забоем, равным $\varphi_k = 120^\circ$, значение β превышает 40° . Это означает, что даже при условии нахождения оси вращения фрезы ниже дневной поверхности требуются большие тяговые усилия и необходимая масса траншеекопателя при практически острых резцах, когда $K_N = 0,2 - 0,4$ и мощность двигателя колесного трактора 121 кВт, составляет около 30000 кг.

На основании изложенного выше можно сделать заключение о применимости выражения (8) в качестве критерия для выбора эффективных бесковшовых траншеекопателей, так как оно включает все основные факторы, определяющие совершенство исполнительных органов, технологические параметры рабочего процесса разработки грунтовой среды, массу траншеекопателей и мощность двигателя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алимов О. Д. Баровые землерезные машины / О. Д. Алимов, И. Г. Басов, В. Г. Юдин. — Фрунзе: Илим, 1969. — 282 с.
2. Басов И. Г. Дискофрезерные машины для разработки мерзлого грунта / И. Г. Басов, Ф. Ф. Кириллов. — Томск: Изд-во Том. ун-та, 1974. — 124 с.
3. Тракторы: теория. Учебник / Под общ. ред. В. В. Гуськова. — М.: Машиностроение, 1988. — 376 с.
4. Рогожкин В. М. Эксплуатация машин в строительстве: Учеб. пособие / В. М. Рогожкин, Н. Н. Гребенникова. — М.: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 2005. — 152 с.
5. Пат. РФ на полезную модель № 66753. Рабочее оборудование траншеекопателя / Ф. Ф. Кириллов, П. В. Анпилогов, А. Д. Кухаренко. — Оpubл. 27.09.2007; Бюл. № 27.

© Кириллов Ф. Ф., 2008

Получено 24.12.07

А. В. ТРЕГУБЕНКО, В. Э. ЛАДНОВ, аспиранты, Д. Э. АБРАМЕНКОВ, Э. А. АБРАМЕНКОВ, доктора техн. наук, профессора (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ПНЕВМАТИЧЕСКОЕ УСТРОЙСТВО УДАРНОГО ДЕЙСТВИЯ С ДРОССЕЛЬНЫМ ВОЗДУХОРАСПРЕДЕЛЕНИЕМ С ПЕРЕПУСКОМ И ФОРСАЖЕМ

Предмет рассмотрения относится к области строительных машин ударного действия и может быть использован при создании тяжелых пневмоударных машин для разрушения скальных пород, мерзлых грунтов, проходки подземных скважин, а также при создании пневматических ручных машин для машиностроения.

Известно пневматическое устройство ударного действия с дроссельным воздухораспределением [1], содержащее сетевую камеру, полый цилиндр, размещенный в нем ударник с центральным каналом и разделяющий полость цилиндра на камеры холостого и рабочего ходов, трубку с дроссельным каналом, соединяющим постоянно сетевую камеру с камерой холостого хода, крышку с центральным сквозным отверстием для пропуска через нее трубки с зазором, образующим кольцевой дроссельный канал, соединяющий сетевую камеру с камерой рабочего хода, выпускные каналы в боковой стенке цилиндра и рабочий инструмент с хвостовиком. Между стенкой стакана и внешней боковой поверхностью цилиндра образована непроточная форсажная камера, а форсажные каналы, сообщающие периодически форсажную камеру с камерой рабочего хода, выполнены в стенке цилиндра в виде радиальных каналов.

Недостатки устройства [1] — значительный участок сжатия воздуха, отсеченного в камере рабочего хода после перекрытия ударником форсажного канала и воздуха, постоянно поступающего через кольцевой дроссель впуска в камеру, что создает высокое противодействие, тормозящее ударник, и снижает величину его рабочего хода; значительный участок сжатия воздуха, отсеченного в камере холостого хода, и воздуха, постоянно поступающего в камеру через дроссельный канал в трубке, что создает высокое противодействие, тормозящее ударник в конце рабочего хода, а следовательно, снижающего скорость соударения ударника с инструментом и кинетическую энергию единичного удара.

Недостатки устройства можно исключить, если часть воздуха из камеры рабочего хода в конце холостого хода ударника после перекрытия им канала форсажа перепустить в камеру холостого хода, снизив при этом противодействие воздуха в камере рабочего хода, а также в камере холостого хода за счет уменьшенного расхода воздуха, поступающего в нее по дроссельному каналу трубки из сети, повысив тем экономичность устройства, скорость соударения и сократив время движения ударника как при рабочем, так и холостом его ходе.

Конструктивно совершенствование [1] обеспечивается тем, что на трубке коаксиально установлена дополнительная трубка, кольцевой зазор между которыми образует перепускной канал, снабженный радиальными перепускными каналами, и так, что расстояния между наиболее удаленными кромками форсажного канала и радиального перепускного канала со стороны камеры рабочего хода и наиболее удаленные кромки форсажного канала и выпускного канала, а также наиболее удаленные кромки выпускного канала и радиального перепускного канала со стороны камеры холостого хода выполняются меньшими длинами ударника по его образующей.

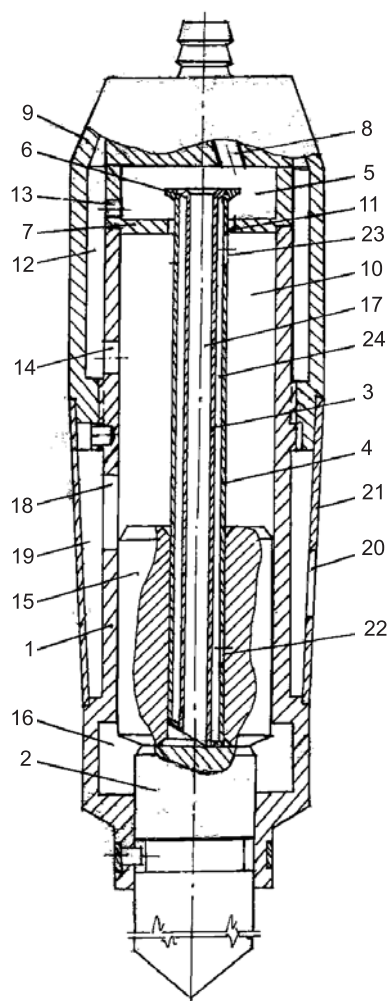


Рис. 1

На рис. 1 показано пневматическое устройство ударного действия с дроссельным воздухораспределением с частичным продольным разрезом, с коаксиально установленной дополнительной трубкой, с радиальными каналами перепуска со стороны камер рабочего и холостого ходов.

Пневматическое устройство ударного действия работает следующим образом.

При нажатии на обрабатываемую среду корпусом 1 до упора хвостовик 2 инструмента выталкивает сопряженные трубки 3 и 4 в сетевую предкамеру 5, уплотнительное седло буртика 6 трубки отходит от уплотнительного седла крышки 7 и при включении пускового устройства (на рис. 1 не показано) сжатый воздух поступает по каналу 8 в стакане 9 в сетевую предкамеру. Из предкамеры 5 сетевой воздух поступает в камеру рабочего хода по кольцевому впускному дроссельному каналу 11 и одновременно в непроточную форсажную камеру 12, через дроссельный калиброванный радиальный канал 13, а из форсажной камеры 12 поступает в камеру 10 через форсажный канал 14, если он не перекрыт ударником 15. Также из предкамеры 5 сетевой воздух поступает в камеру 16 холостого хода по впускному дроссельному каналу 17 в трубке 3.

Давление воздуха в камерах 10 и 12 будет оставаться практически равным атмосферному, так как выпускной канал 18, а также форсажный канал 14, имеющие

площади проходного сечения, превышающие площади впускного кольцевого дросселя 11 и дроссельного калиброванного радиального канала 13, открыты, то посредством канала 18 с выпускной камерой 19 и щелевого канала 20 в воздухоотбойном кольце 21 камеры 10 и 12 сообщены с атмосферой.

В камере 16 холостого хода, поскольку она разобщена с атмосферой, давление воздуха увеличивается, и ударник 15 начнет перемещаться по трубке 4 от хвостовика 2, совершая холостой ход.

При последующем перемещении ударник 15 перекроет своей боковой поверхностью выпускной канал 18, в результате чего начнется повышение давления воздуха, отсеченного в камерах 10 и 12, а также воздуха, вновь натекаемого в эти камеры через кольцевой впускной дроссельный канал 11 и через дроссельный калиброванный радиальный канал 13.

Перемещаясь в сторону камеры 10 рабочего хода, ударник 15 откроет радиальный перепускной канал 22 дополнительной трубки 4 и часть воздуха из камеры 10 рабочего хода поступит по радиальному перепускному каналу 23, продольному кольцевому каналу 24 перепуска и каналу 22 в камеру 16 холостого хода для повторного его использования в рабочем процессе со стороны этой камеры. При этом снижается противодавление в камере 10, обуславливая ударнику 15 большую величину потенциальной энергии его холостого хода, за счет приращения импульса давления воздуха.

После открытия ударником 15 выпускного канала 18 давление в камере 16 холостого хода будет снижаться до значения атмосферного давления, несмотря на поступление сетевого воздуха через впускной дроссельный канал 17 в трубке 3 из камеры 5. Поскольку проходное сечение выпускного канала 18 существенно больше проходного сечения впускного дроссельного канала 17, такому снижению давления воздуха способствует и открывающийся выпускной канал 18. Таким образом, отработавший воздух из камеры 16 выпускается в выпускную камеру 19 и через щелевой канал 20 в воздухоотбойном кольце 21 в атмосферу.

По мере совершения ударником холостого хода давление воздуха в камере 10 и сообщенной с ней посредством форсажного канала 14 камере 12 будет увеличиваться незначительно. При последующем перекрытии ударником 15 форсажного канала 14 давление воздуха в камере 12 будет интенсивно повышаться до уровня сетевого благодаря его непрерывному поступлению в камеру через дроссельный калиброванный радиальный канал 13 из сетевой предкамеры 5. Повышенное давление воздуха в камере 12 не сказывается на повышении противодействия в камере 10, поскольку они разобщены. При открытых радиальном перепускном канале 23 в зазоре 24 между сопряженными трубками 3 и 4, радиальном перепускном канале 22 воздух вытесняется ударником 15 из камеры 10 в камеру 16 и далее через открытый выпускной канал 18, выпускную камеру 19 и через щелевой канал 20 в воздухоотбойном кольце 21 в атмосферу. Таким образом, существенного противодействия воздуха на ударник 15 со стороны камеры 10 не оказывается. Под действием разницы импульсов давлений воздуха в камерах 10 и 16 ударник 15 будет затормаживать свое движение и останавливаться в расчетной точке.

При полном или частичном перекрытии радиального перепускного канала 23 и поступлении воздуха через кольцевой впускной дроссельный канал 11 со стороны камеры 10 создается достаточный импульс давления для обеспечения ускоренного движения ударника в сторону хвостовика 2, совершая рабочий ход.

По мере перемещения ударника 15 давление воздуха в камере 10 рабочего хода будет несколько снижаться. Это вызвано тем, что быстро увеличивающийся объем камеры 10 не успевает заполняться сетевым воздухом, поступающим из камеры 5 через кольцевой впускной дроссельный канал 11 при одновременном перепуске части воздуха из камеры 10 через каналы 23, 24 и 22, а также камеру 16, канал 18, камеру 19 и канал 20 в атмосферу. Поэтому при перекрытии ударником 15 канала 18 давление воздуха в камере 10 резко понижаться не будет, а при повышении давления воздуха в камере 16 часть воздуха начнет поступать через каналы 22, 24 и 23 в камеру 10, поддерживая в ней давление, снижая при этом противодействие воздуха в камере 16, что способствует ударнику 15 перемещаться при меньшем его торможении силами противодействия.

При дальнейшем перемещении ударника 15 его боковая поверхность откроет форсажный канал 14 и практически одновременно перекроет радиальный перепускной канал 22, вследствие чего накопленный в камере 12 воздух резко наполнит объем камеры 10 и повысит в ней давление, что существенно увеличит импульс давления воздуха рабочего хода и скорость перемещения ударника. Поскольку ударник 15 является подвижным, то на площадку крышки 15 приходится меньшая сила, нежели это было бы при неподвижном ударнике или его возрастном перемещении при сжатии воздуха в объеме камеры 10.

В камере 16 холостого хода при перекрытии канала 22 давление воздуха вследствие его поступления по каналу 17 из предкамеры 5 и сжатия меньшего объема его в камере повысится менее значительно, чем это

было бы при отсутствии перепускного канала 22, который позволил существенно уменьшить участок сжатия воздуха в камере. Это обстоятельство позволит существенно снизить импульс противодействия воздуха, действующий на ударник 15, и не уменьшит его предупредную скорость.

При дальнейшем перемещении ударника 15 его боковая поверхность откроет выпускной канал 18. Так как скорость ударника велика, а проходное сечение канала 18 не так велико, то резкого снижения давления воздуха в камерах 10 и 12 не произойдет, и давление в них будет поддерживаться расчетным.

После открытия боковой поверхности ударника выпускного канала 18 давление воздуха в камере 10 рабочего хода и в сообщенной с ней форсажной камере 12 резко упадет до величины атмосферного, так как камера 12 сообщается с камерой 10 посредством выпускного 18 и форсажного канала 14, то обе камеры соединены с выпускной камерой 19 и через щель 20 в воздухоотбойном кольце 21 с атмосферой.

Преодолевая уменьшенный импульс противодействия воздуха со стороны камеры 16 холостого хода под действием разницы импульсов давления воздуха со стороны камеры 10, 12 и 16, ударник 15 наносит удар по хвостовику 2 инструмента и описанный рабочий процесс будет повторяться с той лишь разницей, что холостой ход ударника будет формироваться также при участии импульса отскока ударника от хвостовика инструмента.

Физико-математическое описание рассматриваемого устройства представлено расчетной схемой (рис. 2) и системой уравнений, описывающей баро- и термодинамический процесс.

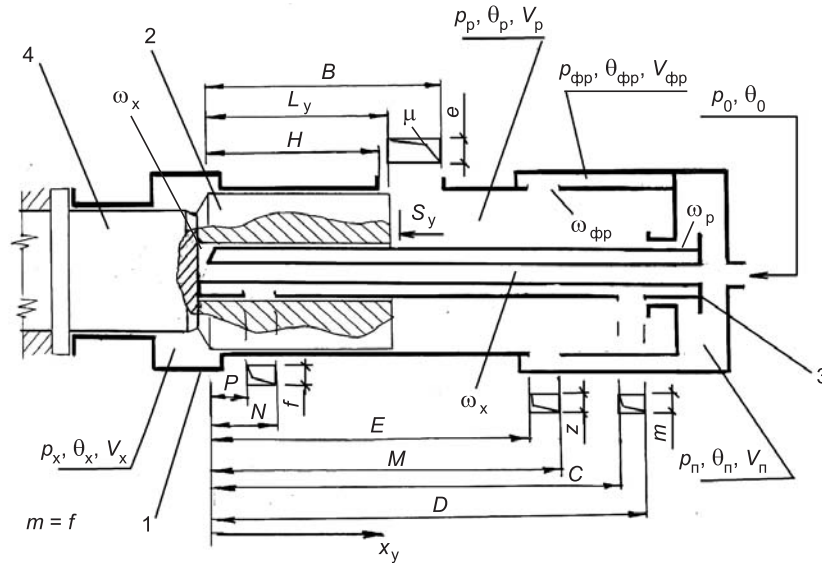


Рис. 2. Расчетная схема пневматического устройства
1 — корпус (цилиндр); 2 — ударник; 3 — трубка; 4 — хвостовик инструмента

В соответствии с описанием и расчетной схемой физико-математическое описание баро- и термодинамики рабочего процесса ДПУМ(Т) можно представить так:

$$\begin{cases} \frac{dp_n}{dt} = \frac{k}{V_n} [(\omega_{no}\varphi_{no} - \omega_{pn}\varphi_{pn} - \omega_{xn}\varphi_{xn} - \omega_{\phi p}\varphi_{\phi p})]; \\ \frac{dp_{\phi p}}{dt} = \frac{k}{V_{\phi p}} [W(\omega_{\phi p}\varphi_{\phi p} - (\omega_{p\phi}\varphi_{p\phi}) + \text{sign}(y_{p\phi}\psi_{p\phi}))]; \end{cases}$$

$$\begin{cases}
\frac{dp_p}{dt} = \frac{k}{V_p - x_y S_y} \left[W(\omega_{pn} \phi_{pn} - \mu_{ap} \varepsilon_{ap} + \text{sign}(y_{bp} \psi_{bp}) + \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk}) + \right. \\
\left. + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt}) + (\omega_{p\phi} \phi_{p\phi})) + p_p \frac{dx_y}{dt} S_y \right]; \\
\frac{dp_x}{dt} = \frac{k}{V_x + x_y S_y} \left[W(\omega_{xp} \phi_{xp} - \mu_{ax} \varepsilon_{ax} + \text{sign}(y_{bx} \psi_{bx}) + \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk}) + \right. \\
\left. + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt})) - p_x \frac{dx_y}{dt} S_y \right]; \\
\frac{d\theta_p}{dt} = \frac{\theta_p}{p_p V_p} [W(\omega_{po} \phi_{po} \Omega_{po} - \omega_{pn} \phi_{pn} \Omega_{pn} - \omega_{xp} \phi_{xp} \Omega_{xp} - \omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi})]; \\
\frac{d\theta_{p\phi}}{dt} = \frac{\theta_{p\phi}}{p_{p\phi} V_{p\phi}} [W(\omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi} - (\omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi}) + \\
+ \text{sign}(y_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi}))]; \\
\frac{d\theta_p}{dt} = \frac{\theta_p}{p_p (V_p - x_y S_y)} \left[W(\omega_{pn} \phi_{pn} \Omega_{pn} - \mu_{ap} \varepsilon_{ap} \Omega_{ap} + \text{sign}(y_{bp} \psi_{bp} \Omega_{bp}) + \right. \\
+ \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk} \Omega_{yk}) + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt} \Omega_{yt}) + (\omega_{p\phi} \phi_{p\phi} \Omega_{p\phi})) + \\
\left. + (k-1) p_p \frac{dx_y}{dt} S_y \right]; \\
\frac{d\theta_x}{dt} = \frac{\theta_x}{p_x (V_x + x_y S_y)} \left[W(\omega_{xp} \phi_{xp} \Omega_{xp} - \mu_{ax} \varepsilon_{ax} \Omega_{ax} + \text{sign}(y_{bx} \psi_{bx} \Omega_{bx}) + \right. \\
\left. + \text{sign}(y_{yk} \psi_{yk} \Omega_{yk}) + \text{sign}(y_{yt} \psi_{yt} \Omega_{yt}) + (k-1) p_x \frac{dx_y}{dt} S_y \right].
\end{cases} \quad (1)$$

Система уравнений учитывает следующие технологии включения и выключения процессов:

1) вытеснение и перепуск из камер рабочего и холостого ходов по каналам вытеснения ($\text{sign}(y_{bp} \psi_{bp})$, $\text{sign}(y_{bp} \psi_{bp} \Omega_{bp})$, $\text{sign}(y_{bx} \psi_{bx})$, $\text{sign}(y_{bx} \psi_{bx} \Omega_{bx})$);

2) выпуск воздуха в камеру форсажа и выпуск из нее в камеру рабочего хода ($(\omega_{p\phi}, \phi_{p\phi})$, $(y_{p\phi}, \psi_{p\phi})$, $(\omega_{p\phi}, \phi_{p\phi}, \Omega_{p\phi})$, $(y_{p\phi}, \psi_{p\phi}, \Omega_{p\phi})$);

3) утечки между ударником и корпусом камерами форсажа и рабочего хода через зазор ($\text{sign}(y_{yk} \psi_{yk})$, $\text{sign}(y_{yk} \psi_{yk} \Omega_{yk})$, $\text{sign}(y_{p\phi}, \psi_{p\phi})$, $\text{sign}(y_{p\phi}, \psi_{p\phi}, \Omega_{p\phi})$);

4) утечки между ударником и трубкой через зазор ($\text{sign}(y_{yt} \psi_{yt})$, $\text{sign}(y_{yt} \psi_{yt} \Omega_{yt})$).

При целесообразности выключения утечек (п. 3, 4) из процесса осуществляется стирание их комплексов или присвоение нулевых значений параметрам: y_{yk} , y_{yt} , $y_{p\phi}$ или y_{yk} , y_{yt} , $y_{p\phi}$ или Ω_{yk} , Ω_{yt} , $\Omega_{p\phi}$.

Систему (1) дополним уравнениями движения подвижных частей ДПУМ(Т) в виде:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d^2 x_y}{dt^2} = \frac{S_y(p_x - p_p) + \text{sign}(F_{yt} + F_{yk})}{m_y} \quad \text{при } x_y > 0, \\ \left(\frac{dx_y}{dt} \right)_0 = -k_y \left(\frac{dx_y}{dt} \right)_y \quad \text{при } x_y \leq 0, \\ \frac{d^2 x_k}{dt^2} = \frac{(S_y - S_n) \cdot (p_x - p_p) + \text{sign}(F_{yt} + F_{yk}) - F_n}{m_k} \quad \text{при } x_k > 0, \\ \left(\frac{dx_k}{dt} \right)_0 = -k_k \left(\frac{dx_k}{dt} \right)_y \quad \text{при } x_k \leq 0, \\ \frac{d^2 x_t}{dt^2} = \frac{S_t \cdot (p_x - p_p) + \text{sign}(F_{yt})}{m_t} \quad \text{при } x_t > 0, \\ \left(\frac{dx_t}{dt} \right)_0 = -k_t \left(\frac{dx_t}{dt} \right)_y \quad \text{при } x_t \leq 0. \end{array} \right. \quad (2)$$

В (2) возможны следующие варианты выключения процессов в расчетной схеме:

- 1) трубка неподвижна в осевом направлении и подвижна только в радиальном направлении, при этом выключаются $\frac{d^2 \cdot x_t}{dt^2} = \dots$ и $\left(\frac{dx_t}{dt} \right)_0 = \dots$; выполнение выключения осуществляется стиранием их строк в (2) или приравниванием правой части равенства нулю при одновременном задании нулевого значения параметрам S_t, F_{yt}, F_{yk} для всей системы уравнений (2);
- 2) трубка подвижна в осевом направлении и неподвижна в радиальном, работают $\frac{d^2 \cdot x_t}{dt^2} = \dots$ и $\left(\frac{dx_t}{dt} \right)_0 = \dots$

В выражениях (1) и (2) приняты следующие обозначения:

$$W = \sqrt{\frac{2kR}{k-1}}; \quad \omega_p = \text{const}; \quad \omega_x = \text{const}; \quad \omega_t = \text{const};$$

R, k — газовая постоянная и показатель процесса;

$\rho_{по}, \rho_{рп}, \rho_{хп}, \rho_{фр}, \rho_{рф}$ — проходные сечения дросселей впуска в предкамеру камеры рабочего и холостого ходов, в камеру форсажа и из нее;

$p_{п}, p_{р}, p_{х}, p_{о}, p_{а}, p_{фр}$ — давления воздуха в предкамере, в камерах рабочего и холостого ходов, в сети и атмосфере, камере форсажа;

$V_{п}, V_{р}, V_{х}, V_{фр}$ — объемы предкамеры, камер рабочего и холостого ходов и форсажа;

$\Phi_{по}, \Phi_{рп}, \Phi_{хп}, \Phi_{фр}, \Phi_{рф}$ — функции впуска в предкамеру камеры рабочего и холостого ходов, в камеру форсажа и из нее;

$\alpha_{р}, \alpha_{х}$ — функции выпуска воздуха из камер рабочего и холостого ходов в атмосферу;

$\alpha_{р}, \alpha_{х}$ — функции проходных сечений каналов выпуска воздуха из камер рабочего и холостого ходов;

$\Omega_{по}, \Omega_{рп}, \Omega_{хп}, \Omega_{фр}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры со стороны предкамеры, камер рабочего и холостого ходов, камеры форсажа;

$\Omega_{ар}, \Omega_{ах}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры на выпуске в атмосферу из камер рабочего и холостого ходов;

$\Omega_{вр}, \Omega_{вх}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры за счет вытеснения из камер рабочего и холостого ходов;

$\Omega_{ук}, \Omega_{ут}, \Omega_{рф}$ — функции расхода воздуха в зависимости от изменения температуры за счет перетечек между ударником и корпусом, ударником и трубой через зазор, из камеры форсажа;

t, p, x, o, a, φ — температура воздуха в предкамере, в камерах рабочего и холостого ходов, в сети и атмосфере, камере форсажа;

$y_{вр}, y_{вх}$ — функции площадей проходного сечения, через которое осуществляется вытеснение между камерами рабочего и холостого ходов;

$y_{ук}, y_{ут}, y_{рф}$ — функции площадей проходного сечения, через которое осуществляются утечки между ударником и корпусом, ударником и трубой через зазор, между камерами форсажа и рабочего хода;

$\varphi_{вр}, \varphi_{вх}$ — функция баро- и термодинамических изменений в процессе вытеснения из камер рабочего и холостого ходов;

$\varphi_{ук}, \varphi_{ут}, \varphi_{рф}$ — функция баро- и термодинамических изменений в процессе утечек между ударником и корпусом, ударником и трубой, из камеры форсажа;

k_y, k_k, k_t — коэффициенты «отскока» ударника и корпуса от буртика инструмента и трубки от крышки корпуса, рассчитываемые как отношения скоростей после $U_{oi} = \left(\frac{dx_i}{dt} \right)_0$ и до соударения $U_{yi} = \left(\frac{dx_i}{dt} \right)_y$ соответствен-

но для ударника, корпуса и трубки; $k_y = \frac{U_{oy}}{U_y}, k_k = \frac{U_{ок}}{U_k}, k_t = \frac{U_{от}}{U_t}$;

$F_{ук}, F_{ут}$ — силы трения ударника о корпус и трение трубки об ударник в направлении оси перемещения корпуса;

F_n — сила натяжения на корпус;

x_y, x_k, x_t — перемещение ударника, корпуса и трубки;

$S_y, S_n, S_t, S_{\text{ц}}$ — площади диаметральных сечений ударника, инструмента, трубки и цилиндра ($S_y = S_{\text{ц}} - S_t$);

t — время;

m_y, m_k, m_t — масса ударника, корпуса и трубки.

Баро- и термодинамические функции $\varphi, \varphi_{вр}, \varphi_{вх}, \varphi_{ук}, \varphi_{ут}, \varphi_{рф}$: впуска в предкамеру, камеры рабочего и холостого ходов, выпуска из камер, перетечек и вытеснения базируются на зависимости Сен-Венана–Вантцеля и имеют одинаковый формализованный вид с соответствующими индексами, широко используемый рядом авторов, например [2–4].

Функции координат каналов выпуска и вытеснения, согласно рис. 2 и описанию, имеют вид:

$$\mu_{ар} = \begin{cases} (x_y + L_y) > H, & 0, \\ B \geq (x_y + L_y) > H, & (B - (x_y + L_y)) \cdot e, \\ (x_y + L_y) \leq H, & (B - H) \cdot e; \end{cases}$$

$$\mu_{ах} = \begin{cases} x_y < H, & 0, \\ H < x_y \leq B, & (x_y - H) \cdot e, \\ x_y > B, & (B - H) \cdot e; \end{cases}$$

$$\omega_{рф} = \begin{cases} (x_y + L_y) > M, & 0, \\ M \geq (x_y + L_y) > E, & (M - (x_y + L_y)) \cdot z, \\ (x_y + L_y) \leq E, & (M - E) \cdot z; \end{cases}$$

$$y_{\text{вх}} = \begin{cases} x_y \leq P, & 0, \\ x_y > N, & (N - P) \cdot f, \\ N > x_y > P, & (N - P + x_y) \cdot f; \end{cases}$$

$$y_{\text{вр}} = \begin{cases} (x_y + L_y) \geq 0, & 0, \\ (x_y + L_y) < C, & (D - C) \cdot m, \\ C < (x_y + L_y) < D, & (D - C) - (x_y - L_y) \cdot m, \\ N > x_y > P, & ((N - P) - x_y) \cdot m. \end{cases}$$

Предварительную оценку функциональных возможностей ДПУМ(Т) целесообразно выполнять без учета утечек, что существенно упростит решение (1).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пат. РФ 2256544. Пневматический молоток с дроссельным воздухораспределением/Д. Э. Абраменков, Э. А. Абраменков, Ю. Н. Боровских и др. — Оpubл. 2005; Бюл. № 20.
2. Абраменков Д. Э. Пневматический механизм ударного действия с продувкой и форсажем камеры рабочего хода/Д. Э. Абраменков, Э. А. Абраменков, И. А. Горшков и др. // Изв. вузов. Строительство. — 2004. — № 9. — С. 74–82.
3. Виговская Т. Ю. Баро- и термодинамика дроссельных пневмоударных механизмов с форсажем и камерой пневматического буфера для строительных ручных машин: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Омск, 2002. — 23 с.
4. Абраменков Э. А. Создание ручных машин ударного действия с дроссельным воздухораспределением: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. — Новосибирск, 1989. — 48 с.

© Трегубенко А. В., Ладнов В. Э., Абраменков Д. Э., Абраменков Э. А., 2008

Получено 05.02.08

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 624.131

П. В. ЗУБАЧЕВ, асп. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ВЛИЯНИЕ АРМИРОВАННОГО ОТКОСА НА ВЕЛИЧИНУ СМЕЩЕНИЙ И ВНУТРЕННИХ УСИЛИЙ В ШПУНТОВОМ ОГРАЖДЕНИИ

Выявлен рациональный способ расположения армирующих элементов в грунтовом откосе, поддержанном шпунтовым ограждением. Установлены размеры и местоположение пластических областей при различном характере распределения армирующих элементов. Полученные результаты могут быть использованы при выполнении работ нулевого цикла в стесненных условиях строительства.

В стесненных условиях городской застройки, при невозможности возведения новых зданий и сооружений в котлованах с естественными откосами обычно применяют шпунтовые ограждения. При большой высоте ограждения и невозможности устройства распорок подкрепление гибких ограждений осуществляется с помощью анкеров. Удерживающая способность анкеров сравнительно невелика, так что анкерные тяги приходится крепить к дополнительным анкерующим устройствам — плитам или свайным конструкциям.

Величина бокового давления грунта на ограждение при установленных его размерах существенно зависит от способа заанкеривания ограждения. В ряде случаев оказалось возможным отказаться от применения анкерующих устройств, уменьшая боковое давление грунта на ограждение путем применения так называемого нагельного крепления откоса [1–3]. С целью выявления оптимальных условий применения этого метода, основой которого является армирование грунтового откоса, проведены соответствующие расчеты напряженно-деформированного состояния системы «грунтовой массив — ограждение».

Расчеты выполнены с использованием модели бездилатансионного упругоидеальнопластического грунтового массива с дискретизацией последнего треугольными конечными элементами. Система «грунтовой массив — ограждение» исследована с применением расчетно-вычислительной программы «Plaxis» [4].

Исходные данные для расчетов приняты реальными в соответствии с условиями на одной из строительных площадок в г. Новосибирске [2, 3]. Основанием строительной площадки служили четвертичные грунты, перекрытые трехметровым слоем насыпных (ИГЭ-1). Под насыпными грунтами залегает слой песка мощностью 12 м (ИГЭ-2), ниже — твердый суглинок установленной мощности 5 м (ИГЭ-3). Грунтовые воды в пределах исследованной толщи не обнаружены. Физико-механические характеристики названных грунтов приведены в таблице.

Котлован протяженной формы имел ширину 20 м и глубину 8 м. Шпунтовое ограждение запроектировано из буронабивных свай, заглубленных ниже дна котлована на 7 м. Расчеты выполнены для шпунтового ограждения, эквивалентного толщине ограждающей стенки 0,2 м, 0,3 м, 0,4 м, 0,5 м.

| Наименование грунта | Удельный вес грунта γ , $\frac{\text{кН}}{\text{м}^3}$ | Угол внутреннего трения φ° | Сцепление, C , $\frac{\text{кН}}{\text{м}^2}$ | Модуль деформации E , МПа | Коэффициент Пуассона ν |
|---------------------|---|---|---|-----------------------------|----------------------------|
| ИГЭ-1 | 16 | 30 | 1 | 8 | 0,25 |
| ИГЭ-2 | 17 | 34 | 1 | 30 | 0,25 |
| ИГЭ-3 | 17 | 29 | 8 | 20 | 0,30 |

Рассмотрены варианты армирования грунтового откоса «стержнями» (пластинами). Размеры укрепляемого откоса прямоугольного вертикального сечения во всех случаях одинаковы: ширина сечения — 6 м, высота — 8 м (по высоте откоса). Рассмотрены случаи независимого положения «стержней» в грунте (без связи с ограждением) и случай со стержнями, связанными с ограждением. Изгибная жесткость и жесткость армирующих грунт элементов на растяжение-сжатие соответствовали эквивалентной жесткости пластин толщиной 0,05; 0,10; 0,15 и 0,20 м. «Стержни» (пластины) в расчетах железобетонные, коэффициент трения по поверхности «стержней» равен тангенсу угла внутреннего трения грунта. Шаг «стержней» по высоте 1 м, интенсивность пригрузки на поверхности откоса — $q = 10 \text{ кН/м}^2$.

В расчетах приняты следующие варианты армирования откоса:

- 1 — откос не армирован;
- 2 — откос армирован горизонтальными элементами, не связанными с ограждением;
- 3 — откос армирован вертикальными элементами;
- 4 — откос армирован горизонтальными элементами, связанными с ограждением;
- 5 — откос армирован наклонными (под углом 45° к вертикали) элементами, не связанными с ограждением;
- 6 — откос армирован так же, как в варианте 5, угол наклона элементов равен — 45° (отклонение от вертикали — по ходу часовой стрелки).

Расчетами установлены значения максимальных горизонтальных смещений Δ ограждений при различных вариантах усиления грунтового откоса; максимальные внутренние усилия в опасных сечениях ограждающей конструкции; местоположение и размеры областей пластических деформаций в грунтовом массиве откоса.

Влияние способа армирования откоса на смещения верхней точки ограждающей конструкции (Δ), изгибающий момент (M) и поперечную силу (Q) показано на рис. 1 (t — толщина ограждения; 1–6 — варианты расчетов). Жесткость «стержней» на растяжение-сжатие и изгибная жесткость их соответствуют пластине толщиной 0,15 м. Влияние армирования откоса с иными значениями жесткости «стержней» здесь не обсуждается.

Наиболее эффективным является армирование откоса горизонтальными элементами, соединенными с ограждением (см. рис. 1, вариант 4). Максимальные смещения ограждающей конструкции при этом, по сравнению с другими вариантами армирования откоса, уменьшаются во много раз. Вариант 2 — армирование откоса горизонтальными «стержнями», не связанными с ограждением, менее эффективен по сравнению с вариантом 4, однако существенно выигрывает по сравнению с другими вариантами. Отмеченные различия увеличиваются с уменьшением толщины «стержней».

Откос, не усиленный арматурными «стержнями», при любой толщине ограждающей конструкции t приводит к ее смещению Δ , которое во много раз превышает смещения аналогичных ограждений, поддерживающих усиленный откос. Исключением является лишь вариант армирования откоса «стержнями», параллельными направлению потенциальной поверхности скольжения откоса, удерживаемого ограждением; арматурные «стержни» в этом случае практически не оказывают никакого влияния ни на величину смещений ограждения, ни на величины внутренних усилий в нем (M и Q).

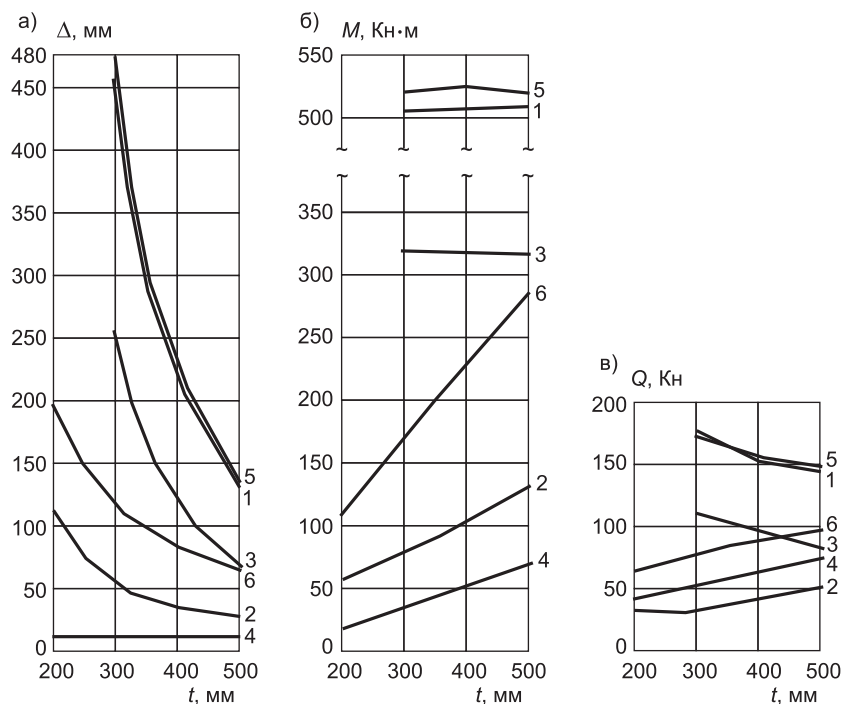


Рис. 1. Графики максимальных горизонтальных смещений и внутренних усилий в шпунтовом ограждении

Столь же четко, как и в оценке смещений (Δ), преимущества вариантов 4 и 2 сказываются на величинах внутренних усилий (M и Q). Изгибающие моменты в конструкции ограждения, связанного со «стержнями», во много раз меньше, чем у свободно стоящих ограждений, поэтому потребный расход арматуры в конструкциях ограждения в этом случае заметно уменьшается. В несколько меньшей степени это относится к ограждениям, не связанным с горизонтально расположенной арматурой (вариант 2). Однако следует отметить технологические преимущества варианта 2 по сравнению с вариантом 4 — исключение в варианте 2 сложных и трудоемких работ по закреплению концов «стержней» в ограждающей конструкции. Что касается сопоставления величин поперечных сил, то вариант 2 несколько предпочтительнее «лидера» — варианта 4.

Отмеченные выше результаты объясняются особенностями напряженно-деформированного состояния неармированного и армированного различными способами грунтового откоса. Специфика напряженно-деформированного состояния неармированного откоса и откоса, армированного горизонтальными, не связанными с ограждением «стержнями», рассмотрена нами ранее [2]. При этом установлено, что армированная часть откоса представляет собой своеобразную подпорную стенку. Грунт во внутренней области этой «стенки» не находится в предельном по прочности состоянии, а призма обрушения, аналогичная таковой в случае неармированного откоса, отодвигается в глубь откоса, за пределы области армирования. Подобное «территориальное смещение» призмы обрушения приводит к увеличению устойчивости системы «грунтовой откос — ограждение» за счет появления дополнительного усилия — трения по подошве грунтово-арматурной «стенки». Этим обстоятельством и объясняется уменьшение (в 3 раза) смещений ограждения с армированным откосом (и внутренних усилий в нем) по сравнению со смещениями (и внутренними усилиями) ограждения в случае неармированного откоса.

Упомянутые особенности поведения грунтового откоса после его армирования проявляются более отчетливо, если «стержни» связаны с ограждением (рис. 2, вариант 4). Если между «стержнями» и ограждением, не связанными друг с другом, возможны взаимные смещения с образованием в грунте площадок сдвигов, то во взаимно связанных элементах системы такие смещения невозможны, поэтому грунт в грунтово-армированной «стенке» в условиях варианта 4 находится целиком в допредельном состоянии. Силы трения на подошве «стенки» в этом случае (при прочих равных условиях) по величине превышают аналогичные силы под «стенкой» варианта 2, а область сдвигов формируется лишь за «стенкой», со стороны грунтового откоса; размеры этой области значительно меньше,

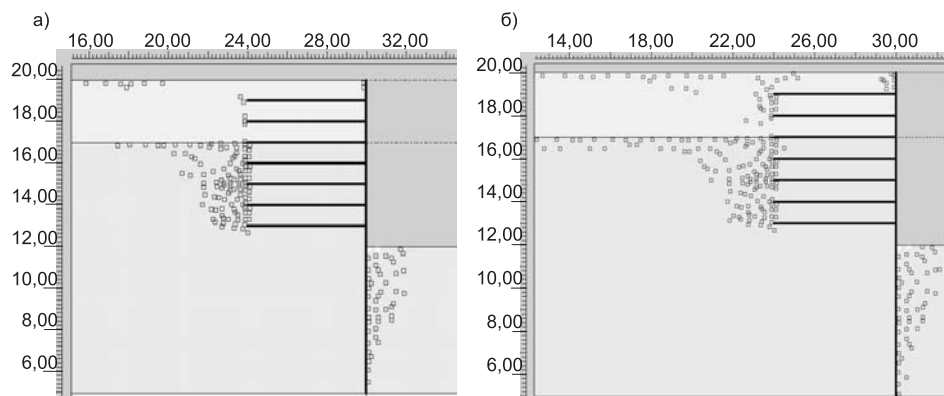


Рис. 2. Области пластических деформаций в грунтовом массиве (вариант 4), толщина ограждения $t = 0,3$ м (а) и $0,5$ м (б)

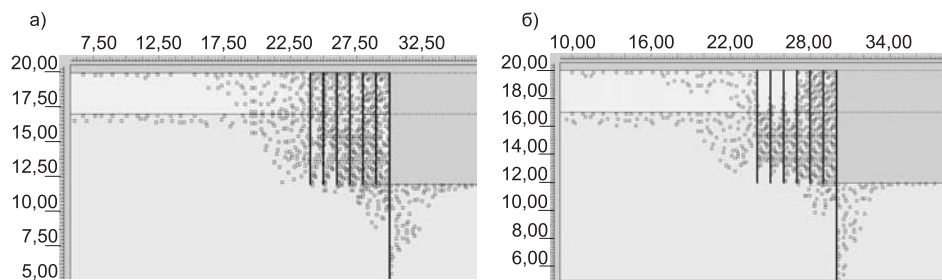


Рис. 3. Области пластических деформаций в грунтовом массиве (вариант 3), толщина ограждения $t = 0,3$ м (а) и $0,5$ м (б)

чем в условиях варианта 2, а в напластованиях насыпного грунта (ИГЭ-1) предельное состояние его вообще не возникает. Увеличение жесткости ограждающей конструкции на местоположение и размеры областей предельного состояния практически не влияет.

При вертикальном армировании откоса (вариант 3) размеры и местоположение областей пластических деформаций мало отличаются от таковых в случае неармированного откоса; подобная схема армирования малоэффективна с точки зрения возможности уменьшения горизонтальных смещений ограждения и внутренних усилий в нем.

Как видно на рис. 3, вертикальное армирование откоса слабо препятствует появлению сдвигов в области, примыкающей непосредственно к ограждению. С увеличением жесткости ограждающей конструкции наблюдается уменьшение размеров пластических областей, особенно в верхней части откоса (в насыпном грунте ИГЭ-1).

Армирование откоса наклонными «стержнями» (рис. 4, варианты 5, 6), направление которых близко к положению поверхностей скольжения первого и второго семейств (по терминологии В. В. Соколовского [3]), практически не приводит к изменению очертаний и размеров пластических областей по сравнению с аналогичными показателями варианта 1 (неармированный откос), хотя горизонтальные размеры пластических зон в расчетах по варианту 6 получились несколько меньше, чем в варианте 5.

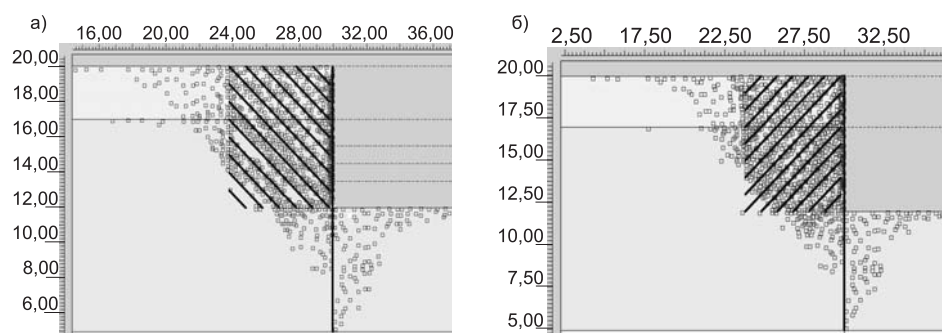


Рис. 4. Области пластических деформаций в грунтовом массиве (варианты 5, 6), толщина ограждения $t = 0,3$ м (а, б)

Выводы. 1. Ориентация элементов, армирующих грунтовый откос, существенно влияет на величину смещений и внутренних усилий в гибком ограждении. Наибольший эффект от армирования откоса возникает в случае горизонтального расположения армирующих элементов, связанных с ограждением. Наименьший эффект, выражающийся в увеличенных смещениях ограждения и появлении наибольших внутренних усилий в ограждении, установлен при расположении армирующих элементов по направлению, совпадающему с направлением нижней границы призмы обрушения за ограждением.

2. Величина смещений ограждения и величины внутренних усилий, возникающих в ограждении, при горизонтальном положении армирующих элементов, не связанных с ограждением, в 1,5–2 раза превышают эти показатели по сравнению с откосом, усиленным такими же элементами, связанными с ограждением.

3. С уменьшением изгибной жесткости ограждения его горизонтальные смещения интенсивно увеличиваются, в то время как внутренние усилия (изгибающие моменты и поперечные силы) — уменьшаются. Полученные результаты могут быть использованы при выполнении работ нулевого цикла в стесненных условиях строительства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Стандарт предприятия. Нагельное крепление котлованов и откосов в транспортном строительстве. СТП 013-2001 Корпорация «Трансстрой». — М., 2001. — 40 с.
2. Зубачев П. В. Шпунтовое ограждение армированного грунтового откоса / П. В. Зубачев, А. П. Криворотов // Изв. вузов. Строительство. — 2006. — № 9. — С. 83–86.
3. Зубачев П. В. Оценка прочности и деформируемости шпунтового ограждения армированного грунтового откоса / П. В. Зубачев, А. П. Криворотов // Изв. вузов. Строительство. — 2007. — № 10. — С. 98–102.
4. Plaxis. Finite Element code for soil and Rock Analyses. Руководство пользователя. Версия 8. — Нидерланды: Дельфтский технологический университет, 2002.
5. Соколовский В. В. Статика сыпучей среды / В. В. Соколовский. — М.: Физматгиз, 1960. — 240 с.

© Зубачев П. В., 2008

Получено 11.01.08

УДК 528.48

Ю. А. КРАВЧЕНКО, канд. техн. наук (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ОЦЕНКА СЛОЖНОСТИ ПЛОСКИХ КРИВЫХ И ТОПОГРАФИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

При производстве инженерно-геодезических изысканий для строительства возникает проблема оценки сложности реальной земной поверхности, поскольку от указанной сложности зависят трудоемкость и сложность выполняемых работ. Предлагается формальный критерий сложности представления плоских кривых и топографических поверхностей. Использование предлагаемой меры сложности кривых и поверхностей позволяет объективно оценивать трудоемкость и стоимость топографических и картографических работ, создания информационных моделей земной поверхности.

В процессе моделирования кривых и поверхностей возникает вопрос об их сложности. В топографии и картографии ее оценку принято осуществлять с помощью эталонов в виде изображений рельефа разного типа с указанием категории сложности (от 1 до 10). Определение сложности конкретной поверхности производится визуальным сравнением с эталонами, и расхождения в оценке иногда составляют две категории. Поэтому проблема объективной оценки сложности информационных моделей земной поверхности имеет практическое значение.

Поскольку не ясно, что может служить *мерой сложности* кривых и поверхностей, постольку ее определение целесообразно начать с желательных или «разумных» свойств. Очевидно, что мера сложности кривой должна обладать следующими свойствами, которые могут рассматриваться как *аксиомы сложности кривых*.

1. Мера сложности C кривой должна быть независимой от размера (масштаба) и ориентации кривой, т. е. должны выполняться равенства

$$C(x, y) = C(kx, ky); \quad C(x, y) = C(X, Y),$$

где

$$\left. \begin{aligned} X &= x \cos \alpha - y \sin \alpha \\ Y &= x \sin \alpha + y \cos \alpha \end{aligned} \right\}.$$

2. Сложность кривой или ее участка не может быть отрицательной величиной:

$$C \geq 0; \quad C_j \geq 0 \quad (j = 1, \dots, n),$$

где C_j — сложность j -го участка кривой.

3. Сложность j -го участка кривой не может быть больше сложности кривой:

$$C_j \leq C.$$

4. Мера сложности должна обладать *аддитивностью*; сложность кривой в целом должна равняться сумме значений сложности ее участков:

$$C = \sum_{j=1}^n C_j.$$

5. Мера сложности должна быть применимой для оценки гладких и негладких кривых.

6. За нулевое значение сложности может быть принята сложность вырожденной кривой — точки, т. е.

$$C(P) = 0.$$

7. За единицу можно принять значение сложности кривой L , представляющей собой отрезок прямой:

$$C(L) = 1.$$

Равенство значений сложности любых отрезков прямой следует из свойства 1, но вопрос о конкретном значении сложности прямолинейных отрезков при этом остается открытым. Следовательно, данная аксиома является дополнением к аксиоме 1.

8. Сложность n кривых является суммой

$$C = \sum_{k=1}^n C_k,$$

где C_k — сложность отдельной кривой.

После формулировки свойств меры сложности можно обратиться к выбору самой меры. На рис. 1 изображены две кривые. Интуитивно кривая b представляется более сложной, чем кривая a . Эта интуиция основывается на смутном ощущении связи сложности кривой с ее кривизной. Следовательно, в качестве меры сложности кривой можно было бы избрать интеграл кривизны

$$C = \int_0^t \frac{|f''(t)|}{(1 + (f'(t))^2)^{3/2}} dt,$$

где t — некоторый параметр, например, длина кривой.

Но при таком решении возникает проблема оценки сложности негладких кривых, так как кривизна кривой в точке излома равна бесконеч-

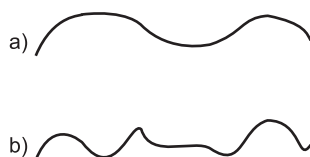


Рис. 1. Кривые разной сложности

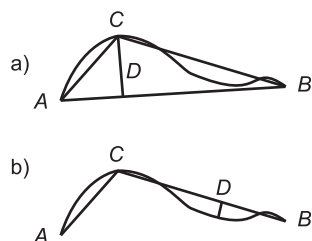


Рис. 2. Отклонение от прямой

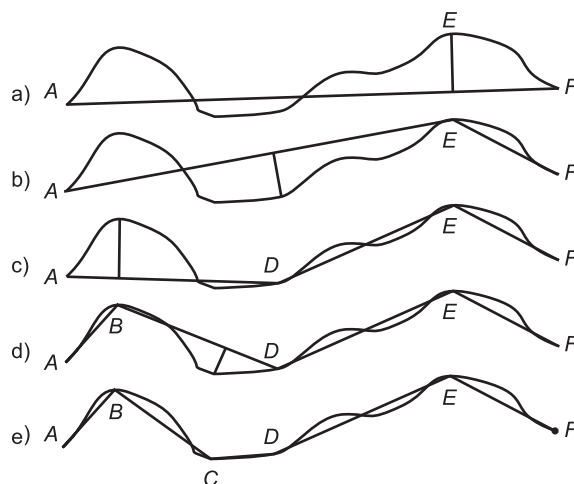


Рис. 3. К определению сложности кривой

ности. Чтобы избавиться от этого недостатка, можно считать отдельной кривой каждый гладкий кусок кривой. Но тогда возникает следующая проблема: если изображение представляет собой множество прямолинейных отрезков и интеграл кривизны каждого из них равен нулю, то суммарная сложность также будет равна нулю, с чем нельзя согласиться. По этой причине, а также в соответствии с аксиомой 8 можно предположить, что сложность кривой может быть выражена формулой

$$C = 1 + \int_0^t \frac{|f''(t)|}{(1 + (f'(t))^2)^{3/2}} dt.$$

При выполнении топографических или картографических работ аналитическое представление кривых неизвестно. Необходимо найти некоторое приближение к интегралу кривизны либо замену ему, а точнее говорить не о сложности кривой, а о *сложности ее представления*.

В качестве эталона для оценки сложности кривой подсознательно используется образ прямой: кривая тем сложнее, чем больше она отличается от прямой. Поэтому можно попытаться выразить сложность кривой через отклонение от прямой (рис. 2). Первоначально кривую можно заменить замыкающей AB или ломаной линией. Максимальное отклонение Δ кривой от ломаной можно расценивать как приращение сложности представления кривой. Каждый отрезок ломаной можно последовательно заменять двумя отрезками (см. рис. 2), считая, что сложность представления кривой на каждом шаге увеличивается на соответствующее отклонение Δ_i . Но такое решение вызывает сомнения, поскольку Δ характеризует в большей степени *точность представления* кривой, а не ее сложность.

Пусть имеется некоторая разомкнутая плоская кривая AF (рис. 3), которую нужно представить в виде ломаной с точностью не хуже Δ — максимального отклонения кривой от аппроксимирующей ломаной на всем ее протяжении. В первом приближении кривую можно заменить замыкающей AF . Изменим масштаб (систему координат) таким образом, чтобы длина замыкающей AF была равной 1. Для этого достаточно изменить прямоугольные координаты X , Y по формулам

$$\left. \begin{aligned} x &= X / L \\ y &= Y / L \end{aligned} \right\},$$

где $L = \sqrt{(X_n - X_1)^2 + (Y_n - Y_1)^2}$ — длина замыкающей AF .

Нормируя кривую AF , получаем возможность сравнивать кривые разной длины, но отклонение Δ также должно быть нормировано: $\delta = \Delta / L$, где δ — относительная ошибка представления кривой.

С практической точки зрения вызывает интерес не столько сложность кривой сама по себе, сколько сложность кривой при необходимой точности ее представления. Предположим, что точность представления на рис. 3, а неудовлетворительна и наибольшее отклонение от замыкающей AF кривая имеет в точке E . Поэтому заменим отрезок прямой AF ломаной AEF (рис. 3, б). Сложность C_{AEF} ломаной AEF выше сложности C_{AF} отрезка AF и может быть представлена как сумма C_{AF} и некоторого приращения

$$C_{AEF} = C_{AF} + c_{AEF}. \quad (1)$$

Приращение сложности c_{ijk} при замене произвольного отрезка IK ломаной IJK представим в виде выражения

$$c_{ijk} = C_{ij} + C_{jk} - C_{ik}. \quad (2)$$

Тогда сложность двух отрезков IJ и JK будет равна

$$C_{ijk} = C_{ik} + (C_{ij} + C_{jk} - C_{ik}) = C_{ij} + C_{jk}.$$

В качестве значения сложности произвольного отрезка IJ ломаной, представляющей кривую, примем нормированную длину этого отрезка

$$C_{ij} = l_{ij} = L_{ij} / L.$$

Следовательно, увеличение сложности будет равно приращению относительной длины ломаной при замене одного отрезка двумя другими

$$c_{ijk} = l_{ij} + l_{jk} - l_{ik}.$$

Чтобы объяснить такое решение, рассмотрим два примера. На рис. 4, а сложность ломаной ACB интуитивно представляется выше, чем ломаной ADB , поскольку точка C отстоит от отрезка AB на большее расстояние, чем точка D .

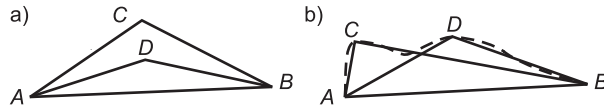


Рис. 4. Ломаные разной сложности

На рис. 4, б точки C и D удалены от AB на одинаковое расстояние, но ACB более изломана, поэтому она «сложнее».

Слева и справа ломаные ACB более искривлены и имеют большую длину, чем ADB . Естественно принять, что чем больше искривлена кривая, тем выше ее сложность. Но чем больше кривизна кривой, тем больше ее длина. Нормированная длина ломаной позволяет судить о сложности аппроксимируемой кривой. Поэтому есть основания считать, что увеличение сложности представления кривой может быть выражено относительным приращением длины при замене отрезка двумя отрезками (см. рис. 4).

Если на прямолинейном отрезке IJ поставить дополнительную точку K , то найдем приращение сложности

$$c_{ijk} = l_{ik} + l_{kj} - l_{ij}. \quad (3)$$

Но $l_{ik} + l_{kj} = l_{ij}$, поэтому $c_{ijk} = 0$. Таким образом, данное решение не противоречит здравому смыслу.

Вернемся к представлению разомкнутой кривой на рис. 2. Если точность ее аппроксимации по-прежнему недостаточна, то, последовательно заменяя каждый отрезок ломаной двумя, можно достичь заданной точно-

сти представления кривой. Оценка сложности кривой на каждом таком шаге производится по формуле

$$C_i = C_{i-1} + c_i, \quad (4)$$

где C_{i-1} и C_i — соответственно предыдущее и текущее значение сложности представления кривой;

c_i — приращение сложности, вычисляемой по формуле (2).

Пусть дана замкнутая кривая и две точки на ней A и B такие, что AB — наибольший диаметр. Тогда задача оценки сложности замкнутой кривой сводится к задаче оценки сложности двух разомкнутых кривых L_1 и L_2 . Вычислим значение сложности замкнутой кривой

$$C_{12} = C_1 + c_{12}, \quad (5)$$

где C_{12} — сложность замкнутой кривой;

C_1 — сложность кривой L_1 ;

c_{12} — приращение сложности при добавлении кривой L_2 к L_1 .

Но значение приращения сложности равно

$$c_{12} = C_2,$$

поэтому сложность замкнутой кривой может быть представлена выражением

$$C_{12} = C_1 + C_2, \quad (6)$$

которое может использоваться для вычисления сложности суммы двух кривых.

Ошибка Δ представления кривой в виде ломаной уменьшается при увеличении числа n звеньев ломаной. Если $n \rightarrow \infty$, то $\Delta \rightarrow 0$ и

$$C = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n c_i = l, \quad (7)$$

где l — нормированная длина кривой.

Сложность кривой может быть сопоставлена с информацией о кривой, если придерживаться разнообразной трактовки информации, когда количество информации служит мерой многообразия, сложности. Очевидно, что количество информации, содержащееся в ломаной, аппроксимирующей кривую, не может быть больше, чем количество информации в самой кривой. Если с этой точки зрения посмотреть на оценку сложности ломаных, то можно согласиться с тем, что возможна трактовка сложности ломаной как количества информации о представлении аппроксимируемой кривой.

При оценке сложности поверхностей будем рассматривать только поверхности, не обязательно выпуклые, гомеоморфные сфере. Такое решение дает возможность ввести на сфере систему криволинейных координат (u, v) и выражать пространственное положение произвольной точки через криволинейные координаты и высоту точки — расстояние от данной точки до сферы.

Подход к оценке сложности представления кривых может быть распространен на оценку сложности поверхностей. Произвольный участок поверхности в первом приближении может быть представлен плоскостью, проходящей через три точки, принадлежащие поверхности и не лежащие на одной прямой. Поэтому в качестве простейшей геометрической фигуры, представляющей поверхность, выберем треугольник. При добавлении новой точки к трем имеющимся (вершинам треугольника) поверхность и ее сложность могут изменяться. При более точном представлении поверхности путем добавления точек одновременно с усложнением поверхности происходит увеличение ее площади. Поэтому можно счи-

тать, что приращение сложности поверхности связано с увеличением ее площади

$$C_n = C_{n-1} + c_n, \quad (8)$$

где C_{n-1} — сложность поверхности до добавления n -й точки;

C_n — сложность поверхности, представленной n точками;

c_n — приращение сложности при добавлении n -й точки.

Представлением поверхности при этом является многогранник, не обязательно выпуклый, каждая грань которого — треугольник. Давая оценку сложности кривых (одномерных геометрических объектов), выбираем в качестве меры их сложности нормированную длину. Поэтому будет логично при оценке сложности поверхностей (двумерных объектов) в качестве меры сложности использовать нормированную площадь поверхности.

За единицу сложности примем сложность проекции моделируемой поверхности на «поверхность относимости», т. е. площадь области определения функции, представляющей оцениваемую поверхность. Тогда сложность поверхности оценивается следующим образом.

Предположим, что исследуемая имеющая конечную площадь поверхность S задана в трехмерном евклидовом пространстве и может быть представлена функцией $z = f(x, y)$, с областью определения D . Пусть на поверхности S задана некоторая триангуляция, проекция которой на координатную плоскость xy с достаточной точностью представляет область определения D .

Обозначим площадь проекции триангуляции S_0 . Сложность C_i каждого треугольника на поверхности представим как отношение его площади S_i к площади его проекции s_i на координатную плоскость

$$C_i = S_i / s_i. \quad (9)$$

Определим сложность C всей поверхности в целом

$$C = \frac{1}{S_0} \sum_{i=1}^n S_i. \quad (10)$$

Сложность нескольких поверхностей может быть получена суммированием значений сложности для каждой отдельной поверхности. Сложность замкнутой поверхности может приниматься равной сумме двух незамкнутых поверхностей, т. е. поверхностей с краем.

Не исключено, что можно установить разные меры сложности кривых и поверхностей. В данной статье предлагается один из возможных вариантов.

© Кравченко Ю. А., 2008

Получено после доработки 26.02.08

А. В. САВИНОВ, канд. техн. наук (Саратовский государственный технический университет);

Н. Н. МЕЛЬНИЧУК, канд. техн. наук (Воронежский государственный архитектурно-строительный университет)

МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАТИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ СВАИ МАЛОГО ДИАМЕТРА ОСЕВОЙ СИЛОЙ

Показана пригодность осесимметричной версии упругопластической модели теории пластического течения грунтов проф. Д. М. Шапиро для численной имитации статического испытания свай вдавливания малого диаметра при известных значениях механических характеристик грунта после уплотнения. Получено удовлетворительное сходство диаграмм «нагрузка-осадка» по данным статических испытаний и расчетного моделирования одиночных свай вдавливания.

На основании экспериментальных и расчетных исследований предложен новый критерий оценки несущей способности свай по величине осадки.

При современной плотности городской застройки неизбежно растет доля свайных фундаментов, выполняемых с применением безударных технологий. Примером могут служить сваи вдавливания малого диаметра, широко внедряемые при строительстве в стесненных и сложных грунтовых условиях, а также при реконструкции зданий и сооружений [1].

Широкое применение этого типа свай сдерживается отсутствием достоверного метода расчета по несущей способности и деформациям с использованием прямых прочностных и деформационных характеристик основания. Поэтому применение вдавливаемых свай сопровождается, как правило, дорогостоящими и трудоемкими натурными испытаниями, дающими объективное представление о поведении свай под воздействием возрастающих статических вдавливающих нагрузок.

Моделирование работы основания свай может быть успешно произведено численными методами. Однако точность таких расчетов сильно зависит от правильного выбора модели грунта и закономерностей распределения уплотненных зон основания в околосвайном пространстве, в первую очередь, вокруг нижнего конца свай.

В настоящей статье приведены результаты сопоставления расчетов свайного основания по несущей способности и деформациям численным методом (МКЭ) с использованием упругопластической модели грунта в соответствии с описанием [2] и по данным статических испытаний.

При усилении ленточных фундаментов здания Академии Права (г. Саратов) устраивалась сплошная железобетонная ребристая плита на естественном основании, через технологические отверстия которой на глубину 6,1 м вдавливались металлические трубчатые сваи диаметром 159 мм с плоским нижним концом. На площадке реконструкции производились комплексные исследования грунтового основания консолидированного четвертичного суглинка лабораторными и полевыми методами (прессиометрия, статическое зондирование) в природном состоянии и после погружения свай, а также испытания свай статическими вдавливающими и выдергивающими нагрузками по ГОСТу 5686-94.

В табл. 1 приведены расчетные параметры инженерно-геологических элементов (ИГЭ), слагающих исходное грунтовое основание. Деформационные характеристики приняты по результатам прессиометрических испытаний, прочностные — по лабораторным данным. Параметр дилатансии для всех суглинков принят $\Lambda = \alpha / 2 = (\sin \varphi) / 6$ [2].

На рис. 1, а изображена расчетная область, показано геологическое строение основания, членение расчетной области на конечные элементы.

Таблица 1

Расчетные характеристики грунтов

| Номер ИГЭ | Наименование ИГЭ | E , МПа | c , кПа | φ , град | |
|-----------|----------------------|-----------|-----------|------------------|------|
| 1 | Суглинок обводненный | 17,0 | 17,0 | 21 | 0,35 |
| 2 | | 17,0 | 19,0 | 16 | 0,35 |

Примечание. E — модуль деформации грунта, c — удельное сцепление, φ — угол внутреннего трения, — коэффициент Пуассона

Таблица 2

Расчетные характеристики грунтов уплотненной зоны

| Номер области в соответствии с рис. 1, б | E , МПа | c , кПа | φ , град |
|--|-----------|-----------|------------------|
| 1 | 61,0 | 65,0 | 21 |
| 2 | 45,0 | 50,0 | 21 |
| 3 | 30,0 | 35,0 | 21 |
| 4 | 20,0 | 25,0 | 21 |

Используются кольцевые осесимметричные конечные элементы треугольного сечения: упругие, представляющие на расчетной схеме сваю, и упругопластические, моделирующие грунтовую среду.

На рис. 1, б показаны принятые в расчетах области уплотненного основания вокруг нижнего конца сваи, измененные характеристики которых представлены в табл. 2.

Нагрузка на сваю прикладывалась ступенями по 0,03 МН, максимальная вдавливающая сила ограничена величиной 0,27 МН. В расчетах учитывалось изменение характеристик грунта под нижним концом сваи, получаемое в результате вдавливания.

На боковой поверхности сваи касательные напряжения ограничивались полученной экспериментально максимальной величиной 27–31 кПа, ступенчато возрастающей с глубиной (ступени по 2,0 кПа на каждые два метра глубины).

По результатам расчетов определены области с предельным напряженным состоянием под нижним концом сваи, представленные на рис. 2.

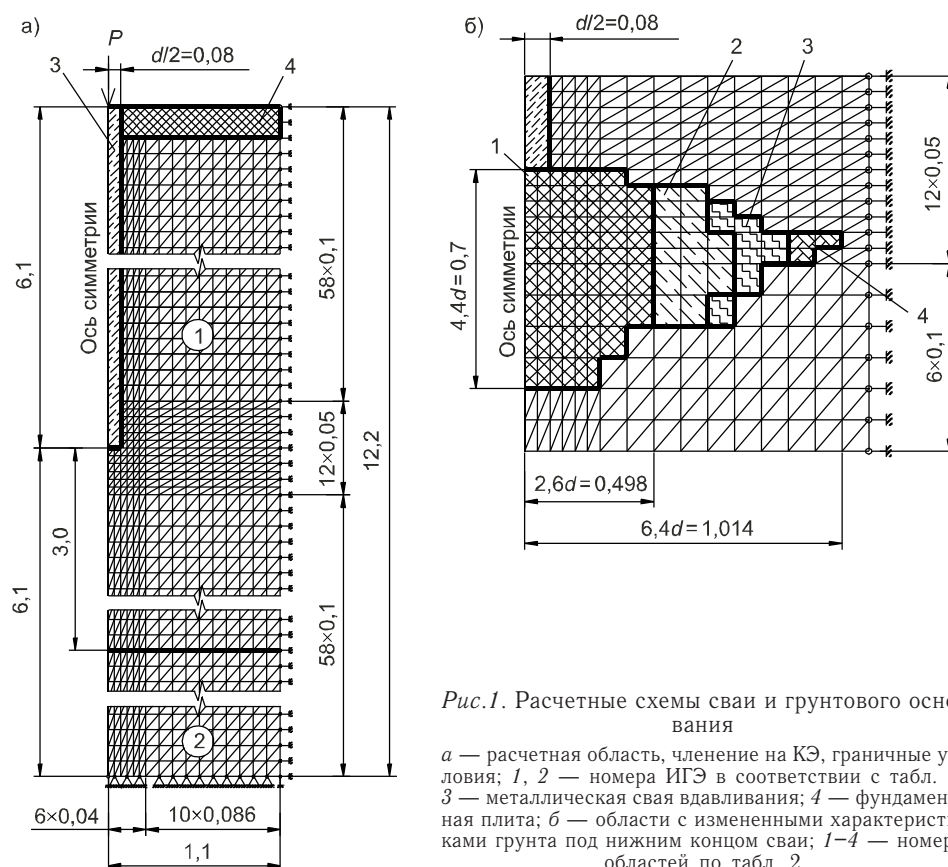


Рис. 1. Расчетные схемы сваи и грунтового основания

а — расчетная область, членение на КЭ, граничные условия; 1, 2 — номера ИГЭ в соответствии с табл. 1; 3 — металлическая свая вдавливания; 4 — фундаментная плита; б — области с измененными характеристиками грунта под нижним концом сваи; 1–4 — номера областей по табл. 2

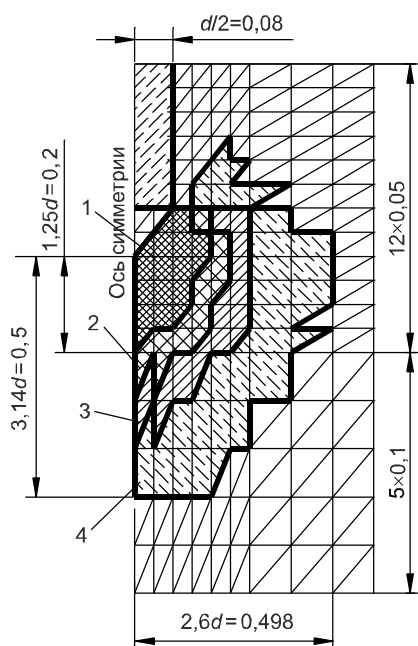


Рис. 2. Области предельного напряженного состояния под нижним концом сваи
1-4 — при нагрузке P соответственно 0,09; 0,12; 0,15 и 0,18 МН

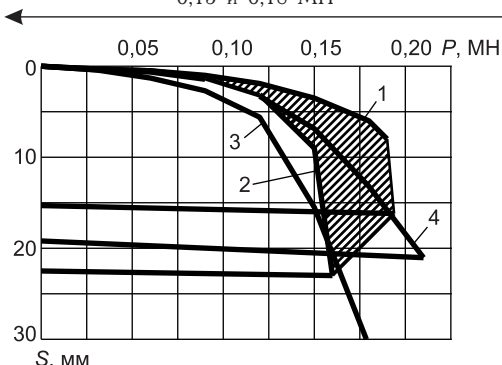


Рис. 3. Графики зависимости «нагрузка-осадка» $S = f(P)$

1, 2 — по данным испытаний свай статической вдавливающей нагрузкой; 3 — по результатам упруго-пластического расчета без учета уплотнения грунта около сваи; 4 — то же, с учетом уплотнения грунта (табл. 2)

На рис. 3 приведены экспериментальные зависимости «нагрузка-осадка» $S = f(P)$, а также аналогичные расчетные графики, полученные для исследуемых свай при исходных и измененных параметрах грунтового основания.

Следует отметить, что расчетная кривая зависимости $S = f(P)$ остается плавной на всем протяжении, несмотря на образование областей предельного напряженного состояния под нижним концом сваи.

На рис. 4 показано изменение касательных напряжений на боковой поверхности сваи в зависимости от величины вдавливающей силы. Из анализа приведенной диаграммы видно, что касательные напряжения вначале достигают своих максимальных значений только у нижнего конца сваи и лишь затем постепенно достигают максимумов по всей боковой поверхности.

Только при достижении максимальных значений касательных напряжений по всей длине ствола (при величине вдавливающей силы $P = 0,15$ МН) произошло полное исчерпание несущей способности грунта по боковой поверхности. На рис. 3 хорошо заметен перелом графиков при расчетных «сдвиговых» осадках в 6–8 мм.

При выполнении расчетного моделирования нагружения свай после «отдыха» ступенчато возрастающей осевой силой критерием исчерпания несущей способности F_d служило достижение осадки $S = 0,05d$. В данном случае $S = 7,95$ мм, что хорошо согласуется с экспериментальными значениями величин «сдвиговых» осадок.

Косвенным критерием исчерпания несущей способности сваи может служить несходящаяся

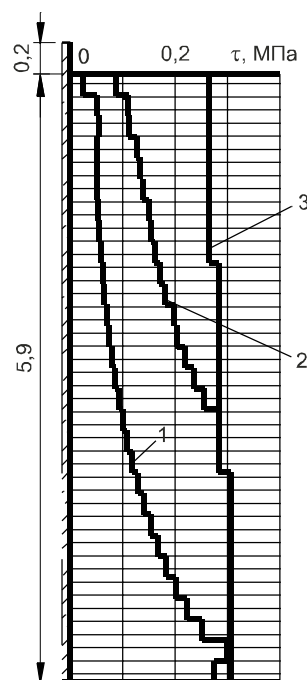


Рис. 4. Изменение касательных напряжений τ на боковой поверхности сваи в зависимости от нагрузки P
1-3 — при нагрузке P соответственно 0,06; 0,12; 0,15 МН

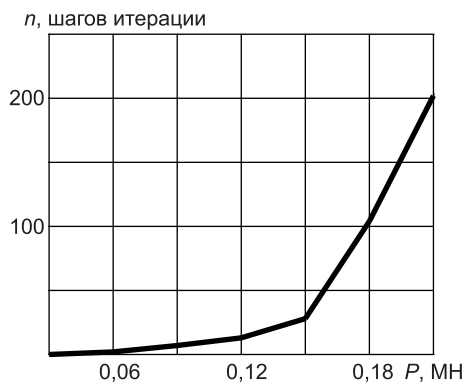


Рис. 5. Диаграмма зависимости числа шагов итерации n от нагрузки P

итерация при заданной норме невязки (в условиях данной задачи итерация считается несходящейся при норме невязки 0,03 и числе шагов итерации n более 50). В ходе исследований отмечена хорошая сходимость итерационного процесса при нагрузках менее 0,15 МН и резкое увеличение числа шагов итерации при большей нагрузке. На рис. 5 показана диаграмма зависимости числа шагов итерации n от нагрузки P .

В табл. 3 представлены показатели несущей способности исследуемой сваи по условиям ограниче-

ния ее осадки величиной $S = 0,05d$ и исчерпания несущей способности сваи по боковой поверхности, приводится сравнение с результатами статических испытаний.

Таблица 3

Несущая способность сваи F_d , МН

| Предельное условие | F_d , МН |
|--|----------------------------|
| Осадка сваи $S = 0,05d$ | 0,144 |
| Исчерпание несущей способности по боковой поверхности | 0,150 |
| Исчерпание несущей способности по результатам испытаний: по боковой поверхности (перелом графика при «сдвиговой» осадке) под нижним концом (при «срыве» всей сваи) | 0,135–0,173 0,141–0,191 |

Выводы. 1. Выполненное исследование показало пригодность осесимметричной версии упругопластической модели теории пластического течения грунтов для численной имитации статического испытания свай вдавливания малого диаметра при известных значениях механических характеристик грунта после уплотнения. Получено удовлетворительное сходство диаграмм «нагрузка-осадка» по данным статических испытаний и расчетного моделирования одиночных свай вдавливания.

2. При статическом испытании и расчетном моделировании исследуемой сваи достижение касательными напряжениями максимальных значений по всей высоте боковой поверхности сваи получено близким к исчерпанию несущей способности.

3. На основании экспериментальных и расчетных исследований предлагается в качестве критерия несущей способности свай исследуемого типа достижение сваей осадки $S = 0,05d$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Савинов А. В. Применение свай, погружаемых вдавливанием, для усиления и устройства фундаментов в условиях реконструкции исторической застройки г. Саратова / А. В. Савинов. — Саратов: СГТУ, 2000. — 124 с.
2. Шапиро Д. М. Расчетное моделирование нагружения буронабивных свай осевой силой / Д. М. Шапиро, Н. Н. Мельничук // Проблемы механики грунтов и фундаментостроения в сложных условиях: Тр. междунар. науч.-техн. конф. — Уфа, 2006. — Т. 1. — С. 155–164.

© Савинов А. В., Мельничук Н. Н., 2008

Получено 17.01.08

Е. Я. МАКАРОВ, канд. физ.-мат. наук, доц., Г. Д. СЛАБОЖАНИН, Е. П. ЛАШКИВСКИЙ, кандидаты техн. наук, доценты, Д. Г. СЛАБОЖАНИН, асп. (Томский государственный архитектурно-строительный университет), И. Е. МАКАРОВ, инж. (ООО «Ремхолодсервис», г. Томск)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ПОЛЯ, ВОЗМУЩЕННОГО ПЛОСКОЙ КОЛЕБЛЮЩЕЙСЯ ПЛАСТИНОЙ

На основании экспериментальных данных по измерению параметров гидродинамического поля, созданного колебаниями пластины, находящейся в жидкости, сформулированы математические зависимости, описывающие поле пульсаций скорости. При выводе зависимостей использовались классические подходы механики жидкостей и газов. Полученные зависимости позволяют оценить энергию пульсаций в жидкости, возмущенной указанным способом.

В работе [1] представлены результаты эксперимента по исследованию гидродинамических полей, созданных в жидкости колебаниями плоской пластины. Задача о поведении несжимаемой жидкости, соприкасающейся с колеблющейся неограниченной плоской поверхностью, описана в [2].

Уравнение, моделирующее данный процесс, имеет вид

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \nu \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} \quad (1)$$

с граничными условиями

$$v|_{x=0} = u_0 e^{-i\omega t}, \quad v|_{x=\infty} = 0, \quad (2)$$

где v — скорость жидкости (направлена параллельно скорости колеблющейся поверхности), м/с;

ν — кинематическая вязкость жидкости, м²/с;

u_0 — амплитудная скорость, м/с;

a , — амплитуда и круговая частота колебаний твердой поверхности, м, Гц;

x — координата вдоль оси, направленной перпендикулярно колеблющейся поверхности;

t — время, с; $i = \sqrt{-1}$.

Решение данного уравнения в вещественных величинах представляется в виде

$$v = u_0 e^{-x/\delta} \cos(x/\delta - \omega t), \quad (3)$$

где $\delta = \sqrt{2\nu/\omega}$ — параметр, определяющий глубину проникновения волны, возникающей в направлении оси ox . Здесь интенсивность колебаний под действием молекулярной вязкости падает вдоль оси ox по экспоненте.

В рассмотренной модели предполагается ламинарный режим движения жидкости, а само движение — безынерционным.

На практике при исследовании поведения жидкости необходимо учитывать наличие ограничивающих движение твердых шероховатых стенок, присутствие неоднородностей в реальной жидкости, отклонение от идеального плоского движения твердой поверхности и т.д. Перечисленные факторы, как правило, порождают пульсации жидкости, трансформируют их многократными отражениями от стенок и влиянием дефектов структуры жидкости, так что общая картина может рассматриваться исключительно как результат случайных событий. Более того, авторы [3]

рассматривая в идеальной постановке процесс вовлечения неподвижной жидкости в движение с помощью колеблющейся в своей плоскости поверхности и учитывая тангенциальные разрывы скоростей, показывают, что это ведет к появлению нормальных по отношению к твердой поверхности составляющих скоростей жидкости и в конечном итоге неустойчивости течения.

Поэтому для описания процессов, в которых существенно проявляется влияние факторов, нарушающих устойчивость жидкости, естественно использовать выражения, связанные с турбулентными течениями.

С учетом общих представлений о возмущениях в жидкости, а также результатов экспериментов, представленных в работе [1], сформулируем задачу о поведении поля, возмущенного колеблющейся плоской пластиной, и построим упрощенную математическую модель, описывающую данный процесс.

Пусть плоская пластина, соприкасающаяся своей поверхностью с жидкостью (водой), находящейся в емкости в виде параллелепипеда, колеблется вдоль горизонтальной плоскости параллельно вертикальным стенкам емкости. Расположим декартову прямоугольную систему координат таким образом, чтобы ось ox была направлена вниз перпендикулярно поверхности пластины, а оси oy и oz находились на поверхности, соприкасающейся с жидкостью, причем ось oy совпадала с направлением колебаний. Для описания данного процесса будем использовать в качестве математической модели уравнения гидродинамики в форме Рейнольдса.

Считая процесс квазиустановившимся, пренебрегая молекулярной вязкостью по сравнению с турбулентной псевдовязкостью, а также исключая возможные циркуляционные течения (полагая, что средняя скорость течения равна нулю), можно записать уравнение

$$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \overline{u'_i u'_j}) + X_i = 0, \quad (4)$$

где \bar{p} — среднее по времени статическое давление жидкости, Па;

— плотность жидкости, кг/м³;

u'_i, u'_j — составляющие пульсационной скорости жидкости, м/с;

X_i — приведенные к объему массовые силы, Н/м³.

Как обычно, по повторяющемуся индексу производится суммирование. В проекции на ось ox соотношение (4) будет иметь вид:

$$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho \overline{u'^2_x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left(\rho \overline{u'_x u'_y} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(\rho \overline{u'_x u'_z} \right) + \rho g = 0. \quad (5)$$

Учитывая многократность отражений пульсационных колебаний от стенок, а также симметрию возмущающего воздействия с достаточной для практических оценок точностью, можно говорить о постоянстве средних турбулентных напряжений вдоль осей oy и oz , т.е.

$$\frac{\partial}{\partial y} \left(\rho \overline{u'_x u'_y} \right) = 0; \quad \frac{\partial}{\partial z} \left(\rho \overline{u'_x u'_z} \right) = 0. \quad (6)$$

Тогда уравнение (5) перепишется в виде

$$-\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho \overline{u'^2_x} \right) + \rho g = 0 \quad (7)$$

или, переходя к обыкновенной производной:

$$\frac{d}{dx} \left(\bar{p} + \rho \overline{u_x'^2} \right) = \rho g. \quad (8)$$

После интегрирования получим

$$\bar{p} + \rho \overline{u_x'^2} = \rho g x. \quad (9)$$

Используя экспериментальные показания давления \bar{p} в зависимости от расстояния до пластины вдоль оси ox [1], можно получить подобную зависимость для величины $\overline{u_x'^2}$.

Естественно возникает вопрос об области применения вышеприведенных зависимостей, тем более что на границе с твердой поверхностью происходят плоские колебательные движения жидкости. Как показал эксперимент, пространственная турбулентность (наличие составляющих пульсаций вдоль оси ox) возникает уже на расстоянии нескольких миллиметров от поверхности пластины. При оценке влияния поля на находящуюся в нем частицу этот участок, естественно, необходимо учитывать. С другой стороны, плоское движение на границе с твердой поверхностью позволяет получить удельное значение кинетической энергии движущейся жидкости при значении $x = 0$.

В данной задаче можно предположить, что уменьшение интенсивности турбулентных пульсаций происходит только в направлении ox . Тогда кинетическая энергия турбулентных пульсаций в объеме экспериментальной установки равна

$$E = AB \int_0^C 3\rho \frac{\overline{u_x'^2}}{2} dx,$$

где A, B — горизонтальные размеры емкости, в которой проводился эксперимент, м;

C — глубина жидкости в емкости, м.

Зависимость $\rho \frac{\overline{u_x'^2}}{2} = \varphi(x)$ можно получить из решения (9), используя экспериментальные данные по измерению среднего статического давления на различных расстояниях от колеблющейся пластины.

Следует иметь в виду, что в точке $x = 0$ с учетом условия прилипания

$$\varphi(x) \Big|_{x=0} = \rho \frac{V_0^2}{2},$$

где $V_0 = 2\pi f a$ — амплитудная скорость, м/с;

f — частота колебаний пластины, 1/с;

a — амплитуда колебаний пластины, м.

Полученная с использованием экспериментальных данных зависимость интенсивности турбулентных пульсаций от расстояния до колеблющейся пластины позволит рассчитать значения силы турбофореза, действующей на одиночную частицу, находящуюся в данном поле [4].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Макаров Е. Я. Перемещение твердой частицы в жидкой среде, возмущенной механическим воздействием / Е. Я. Макаров, Г. Д. Слабожанин, Д. Г. Слабожанин и др. // Изв. вузов. Строительство. — 2005. — № 11–12. — С. 92–94.
2. Ландау Л. Д. Гидродинамика. Теоретическая физика / Л. Д. Ландау, Е. М. Лившиц. — М.: Наука, 1986. — 244 с.

3. Монин А. С. Статистическая гидромеханика / А. С. Монин, А. М. Яглом. — Ч. I. — М.: Наука, 1965. — 640 с.
4. Медников Е. П. Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей / Е. П. Медников. — М.: Наука, 1981. — 176 с.

© Макаров Е. Я., Слабожанин Г. Д., Лашкинский Е. П., Слабожанин Д. Г., Макаров И. Е., 2008

Получено после доработки 01.02.08

УДК 698.3:536.2

Д. А. ХАРЛАМОВ, препод., А. Д. КРИВОШЕИН, канд. техн. наук, доц. (Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, г. Омск)

ИНЖЕНЕРНАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПРИВЕДЕННОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ТЕПЛОПЕРЕДАЧЕ СВЕТОПРОЗРАЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ КРАЕВЫХ ЗОН

Изложены основные положения инженерной методики расчета приведенного сопротивления теплопередаче светопрозрачных конструкций, основанной на использовании известных характеристик профильных систем и стеклопакетов, с введением линейного коэффициента теплопередачи краевой зоны, позволяющего учитывать особенности теплового режима остекления в краевых зонах. Проанализированы факторы, влияющие на значение линейного коэффициента теплопередачи краевой зоны, приведены примеры расчетов.

Приведенное сопротивление теплопередаче является одним из определяющих показателей современных светопрозрачных конструкций. Требуемая величина этого показателя изменяется в достаточно широких пределах [1] и зачастую предопределяет выбор того или иного конструктивного решения.

В настоящее время оценка приведенного сопротивления светопрозрачных конструкций производится в основном по результатам испытаний в климатической камере согласно ГОСТу 26602.1-99 [2]. Расчетные методы ограничиваются либо пересчетом результатов испытаний с учетом отношения площади остекления к площади оконного блока [2, 3], либо моделированием температурного режима конструкций с применением специальных компьютерных программ расчета двух- или трехмерных температурных полей [3, 4].

Вместе с тем на практике достаточно часто возникает необходимость оперативной оценки теплозащитных качеств светопрозрачных конструкций различного конструктивного решения, анализа эффективности применения тех или иных профильных систем, стеклопакетов, дистанционных рамок и т.п.

Известен ряд работ в этой области [5–7]. Однако некоторые из них ограничиваются рассмотрением только светопрозрачной части (стеклопакетов), другие не позволяют учесть весь комплекс факторов, влияющих на теплозащитные качества светопрозрачных конструкций.

Ситуация осложняется еще и тем, что испытания профильных систем, стеклопакетов и оконных блоков имеют определенные методические особенности, затрудняющие прямое использование результатов испытаний при проведении расчетов. В частности, при проведении испытаний профильных систем согласно [2] светопрозрачная часть оконного блока заменяется теплоизоляционной плитой. Соответственно полученные результаты приведенного сопротивления теплопередаче или непрозрачной

части оконного блока (профильной системы) получаются несколько выше, чем при аналогичных испытаниях со стеклопакетом.

В свою очередь, результаты испытаний стеклопакетов, оконных блоков существенно зависят от их размеров, формы, типа и материала дистанционных рамок, глубины посадки стеклопакета в переплетах. Не говоря уже о различных вариантах заполнения непрозрачной части балконных дверей.

Цель данной статьи — изложение основных положений инженерной методики расчета приведенного сопротивления теплопередаче светопрозрачных конструкций, основанной на использовании известных характеристик профильных систем и стеклопакетов, с введением линейного коэффициента теплопередачи краевой зоны Ψ , Вт/(м·°С), позволяющего учитывать особенности теплового режима остекления в краевых зонах.

Методика базируется на выполненных ранее исследованиях температурного режима краевых зон [8] и известных зависимостях [4, 7].

Сложность расчета приведенного сопротивления теплопередаче любой светопрозрачной конструкции заключается в ее теплотехнической неоднородности, обусловленной наличием теплопроводных включений (армирующих профилей, дистанционных рамок, замкнутых воздушных прослоек и пр.) и сложной пространственной формы.

В общем случае величина потерь тепла через светопрозрачную конструкцию $Q_{ок}$ прямо пропорциональна разности температур по ее стороны, площади конструкции $F_{ок}$ и обратно пропорциональна ее сопротивлению теплопередаче R_0

$$Q_{ок} = \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{ок}} F_{ок}, \quad (1)$$

где t_{int} , t_{ext} — расчетные температуры наружного и внутреннего воздуха, °С;

$F_{ок}$ — площадь оконного блока, м²;

$R_0^{ок}$ — приведенное сопротивление теплопередаче оконного блока, м²·°С/Вт.

Если рассмотреть распределение тепловых потоков и температур по площади оконного блока (рис. 1), можно условно выделить: потери тепла

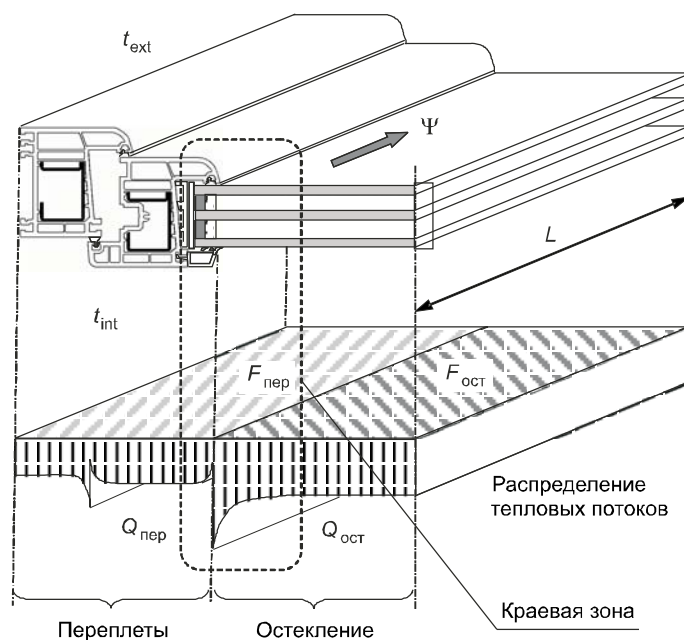


Рис. 1. Распределение тепловых потоков по площади оконного блока с одинарными переплетами и стеклопакетом

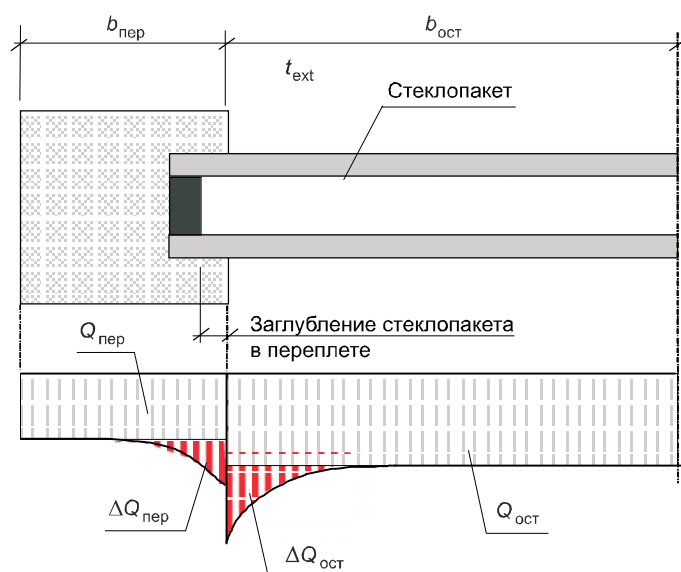


Рис. 2. Упрощенная схема распределения тепловых потоков в краевой зоне оконного блока с одинарными переплетами (для определения величин $\Delta Q_{кр}$ и Ψ)

через переплеты (непрозрачную часть) $Q_{пер}$; потери тепла через светопрозрачную часть $Q_{ост}$; дополнительные потери тепла в краевых зонах — на участках сопряжения переплетов с заполнением светопрозрачной части $\Delta Q_{кр}$ (рис. 2).

Суммарные потери тепла через оконный блок в этом случае можно представить в виде суммы отдельных теплопотерь

$$Q_{ок} = Q_{пер} + Q_{ост} + \Delta Q_{кр}. \quad (2)$$

Поскольку сопряжение остекления и переплетов оказывает влияние как на переплеты, так и остекление, то величину $\Delta Q_{кр}$ можно представить в виде

$$\Delta Q_{кр} = \Delta Q_{кр}^{пер} + \Delta Q_{кр}^{ост}, \quad (3)$$

где $\Delta Q_{кр}^{пер}$ — дополнительные потери тепла в краевой зоне переплетов, Вт; $\Delta Q_{кр}^{ост}$ — дополнительные потери тепла в краевой зоне остекления, Вт.

В данном случае под словом «дополнительные» понимаются повышенные потери тепла в краевой зоне по сравнению с центральной частью стеклопакета и с потерями тепла через переплеты при отсутствии остекления (в соответствии с ГОСТом 26602.1-99 при проведении испытаний профильных систем светопрозрачная часть заменяется теплоизоляционной плитой).

Такой подход открывает возможности очень простого решения задачи расчета приведенного сопротивления теплопередаче оконного блока любой формы и размеров на основе известных данных по профильным системам ($R_0^{пер}$ — в соответствии с [2]) и стеклопакетам ($R_0^{ост}$ — по центральной термически однородной зоне).

Если расписать выражение (2) в виде

$$Q = \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{ок}} \cdot F_{ок} = \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{пер}} \cdot F_{пер} + \frac{t_{int} - t_{ext}}{R_0^{ост}} \cdot F_{ост} + \frac{t_{int} - t_{ext}}{\Psi \cdot L}, \quad (4)$$

после несложных преобразований можно получить

$$R_0^{\text{ок}} = \frac{F_{\text{ок}}}{\frac{F_{\text{пер}}}{R_0^{\text{пер}}} + \frac{F_{\text{ост}}}{R_0^{\text{ост}}} + \Psi \cdot L}, \quad (5)$$

где Ψ — линейный коэффициент теплопередачи краевой зоны, Вт/(м·°C);
 L — длина краевой зоны, м.

Под краевой зоной понимается линейный участок (зона) сопряжения заполнения светопрозрачной части оконного блока с переплетами.

Физический смысл Ψ — увеличение коэффициента теплопередачи стеклопакетов и переплетов в краевых зонах, отнесенное к их линейным размерам.

В общем случае (см. рис. 2) величина Ψ может быть представлена в виде

$$\Psi = \Delta Q_{\text{кр}} / [(t_{\text{int}} - t_{\text{ext}}) \cdot L]. \quad (6)$$

Сложность реализации вышеизложенного подхода заключается в необходимости установления зависимости величины Ψ от типа стеклопакетов, переплетов, материала дистанционных рамок, глубины посадки стеклопакетов в переплетах и пр.

Решение этой задачи было получено на основании серии расчетов оконных блоков по компьютерной программе «TEMPER-3D» при варьировании ряда параметров. В частности:

- коэффициента теплопроводности материала дистанционных рамок;
- типов стеклопакетов (одно- и двухкамерных);
- глубины посадки стеклопакетов в переплетах;
- конструктивного решения переплетов (одинарные, отдельные, спаренные и т.п.);
- материала переплетов.

Методика определения величины Ψ заключалась в следующем (рис. 3):

- для оконного блока определенного конструктивного решения определялись потери тепла $Q_{\text{ок}}$ в целом с учетом дополнительных теплопотерь в краевых зонах;

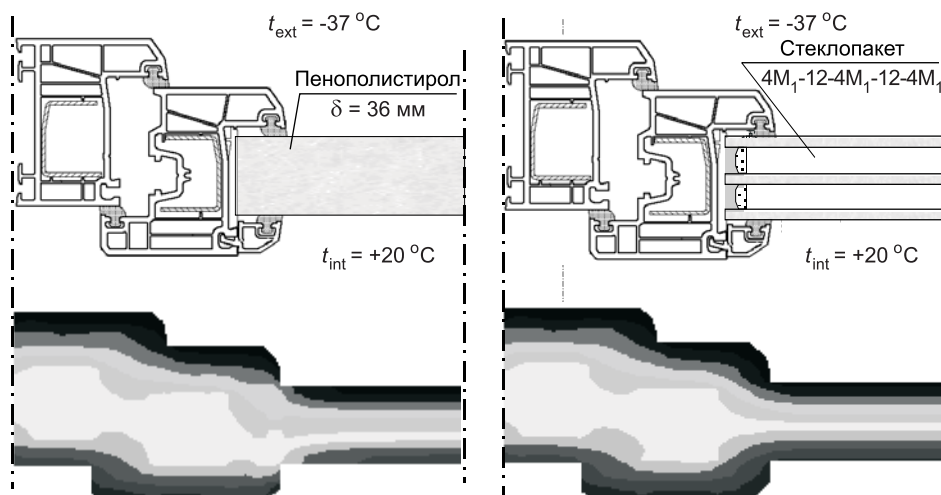


Рис. 3. Пример расчета температурного режима оконного блока из ПВХ-профилей по программе «TEMPER-3D» с определением величины Ψ :

$$Q_{\text{пер}} = 0,0124 \text{ Вт}; \Delta Q_{\text{ост}} = 0,0119 \text{ Вт}; \Delta Q_{\text{кр}} = 0,0124 + 0,0119 = 0,0243 \text{ Вт}; \Psi = 0,0243 / [20 - (-37)] \cdot 0,01 = 0,0426$$

- отдельным расчетом определялись потери тепла через переплеты $Q_{\text{пер}}$ при заполнении светопрозрачной части теплоизоляционной плитой с коэффициентом теплопроводности $0,035 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$;
- определялись потери тепла через светопрозрачную часть оконного блока $Q_{\text{ост}}$ при сопротивлении теплопередаче остекления, равного сопротивлению теплопередаче центральной зоны;
- по разности $(Q_{\text{ок}} - Q_{\text{пер}} - Q_{\text{ост}})$ вычислялась величина дополнительных потерь в краевых зонах $\Delta Q_{\text{кр}}$;
- по формуле (6) рассчитывалась величина Ψ .

Такой подход позволил исключить необходимость определения ширины краевых зон и степени взаимного влияния стеклопакетов и переплетов.

При проведении расчетов задавались нормативные граничные условия ($t_{\text{int}} = 8,0 \text{ }^\circ\text{C}$ и $t_{\text{ext}} = 23,0 \text{ }^\circ\text{C}$) согласно ГОСТу 26602.1-99.

Значения Ψ для некоторых стеклопакетов при различном коэффициенте теплопроводности дистанционных рамок и их различном заглублении в переплетах, полученные на основании серии расчетов температурных полей, представлены в таблице, на рис. 4, 5.

Анализ результатов расчетов позволил сделать следующие выводы:

- на величину Ψ существенное влияние оказывают тип дистанционной рамки, коэффициент теплопроводности материала, из которого она изготовлена, тип стеклопакета и глубина его посадки в переплетах;

- незначительное влияние на величину Ψ оказывает материал переплетов (ПВХ или древесина), ширина воздушных прослоек в стеклопакетах, количество камер ПВХ-профилей, сочетания «рама-створка», «рама-импост»; этими переменными можно пренебречь;

- в оконных блоках с отдельными, отдельно-спаренными или спаренными переплетами с применением листового стекла, а также при заполнении оконных переплетов теплоизоляционными плитами $\Psi \approx 0$.

Расчет приведенного сопротивления теплопередаче оконного или дверного балконного блока по вышеизложенной методике может быть выполнен в следующей последовательности:

- определяются (задаются) исходные данные (размеры и конфигурация рассчитываемой конструкции, характеристика заполнения светопро-

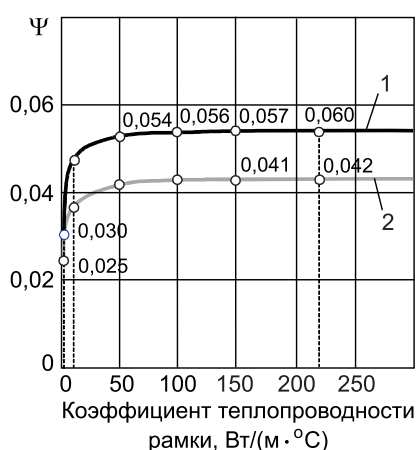


Рис. 4. Изменение величины Ψ в зависимости от коэффициента теплопроводности материала дистанционной рамки стеклопакета

1 — глубина посадки стеклопакета $b = 0 \text{ мм}$;
2 — глубина посадки стеклопакета $b = 10 \text{ мм}$

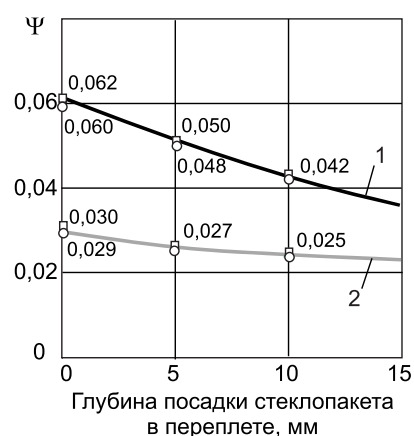


Рис. 5. Изменение величины Ψ в зависимости от глубины посадки двухкамерного стеклопакета в переплетах

□ для трехкамерных и ○ пятикамерных ПВХ-профилей; 1 — дистанционные рамки из алюминия; 2 — дистанционные рамки «TPS»

Значения линейного коэффициента теплопередачи для однокамерных и двухкамерных стеклопакетов с различными типами дистанционных рамок

| Величина заглубления стеклопакета в переплете, мм | Линейный коэффициент теплопередачи краевой зоны, Вт/м · °С | | | | |
|---|--|-------|-------|------------------|-------|
| | Двухкамерные, мм | | | Однокамерные, мм | |
| | 32 | 36 | 40 | 18 | 24 |
| <i>Дистанционные рамки — алюминий</i> | | | | | |
| 0 | 0,060 | 0,062 | 0,075 | 0,049 | 0,056 |
| 5 | 0,048 | 0,051 | 0,062 | 0,038 | 0,043 |
| 10 | 0,041 | 0,044 | 0,052 | 0,029 | 0,032 |
| <i>Дистанционные рамки — ПВХ</i> | | | | | |
| 0 | 0,023 | 0,025 | 0,033 | 0,026 | 0,019 |
| 5 | 0,023 | 0,026 | 0,029 | 0,024 | 0,019 |
| 10 | 0,022 | 0,026 | 0,029 | 0,022 | 0,019 |
| <i>Дистанционные рамки — TPS</i> | | | | | |
| 0 | 0,030 | 0,033 | 0,039 | 0,026 | 0,025 |
| 5 | 0,027 | 0,029 | 0,033 | 0,023 | 0,023 |
| 10 | 0,025 | 0,027 | 0,032 | 0,022 | 0,020 |

Примечание. Данные соответствуют стеклопакетам из обычного стекла с коэффициентом эмиссии 0,8 при заполнении межстекольного пространства воздухом.

зрачной части, тип дистанционных рамок, конструктивное решение переплетов, глубина посадки стеклопакета в переплете);

— по справочным данным или протоколам испытаний определяются приведенное сопротивление теплопередаче профильной системы (переплетов) $R_0^{\text{пер}}$ и центральной части остекления $R_0^{\text{ост}}$;

— по справочным таблицам определяется величина Ψ ;

— в соответствии с исходными данными рассчитываются L , $F_{\text{ок}}$, $F_{\text{ост}}$, $F_{\text{пер}}$;

— по формуле (5) рассчитывается величина $R_0^{\text{ок}}$.

ПРИМЕР 1. Определить приведенное сопротивление теплопередаче оконного блока из ПВХ-профилей фирмы «Plafen» серии «S-Line» ОП ОСП 12-8 ГОСТ 30674-99 с двухкамерными стеклопакетами из обычного стекла СПД 4М₁-12-4М₁-12-4М₁ ГОСТ 24866-99 (рис. 6, а). Дистанционные рамки стеклопакетов — из алюминия.

Приведенное сопротивление теплопередаче профильной системы — по результатам испытаний в климатической камере в соответствии с

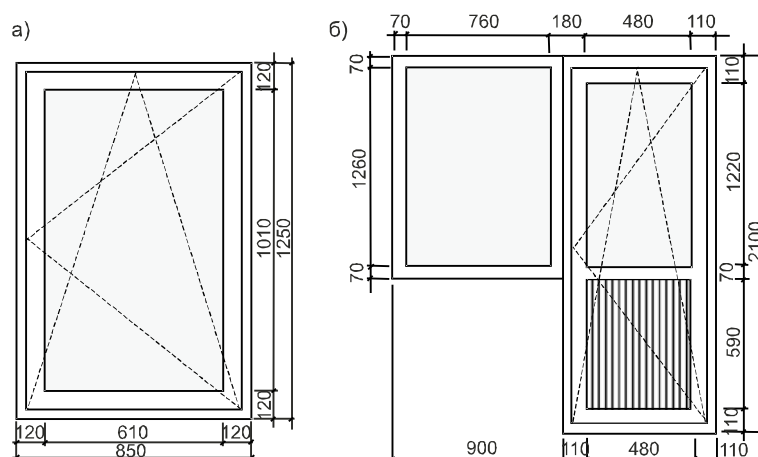


Рис. 6. Основные размеры оконного блока из ПВХ-профилей «Plafen» серии «S-Line» (а) для примера 1 и дверного балконного блока (б) для примера 2

ГОСТом 26602.1-99 — $R_0^{\text{пер}} = 0,84 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$. Приведенное сопротивление теплопередаче центральной зоны стеклопакетов — $R_0^{\text{ост}} = 0,53 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$.

В соответствии с исходными данными (см. рис. 6) определяем: $F_{\text{ок}} = 1,063 \text{ м}^2$; $F_{\text{ост}} = 0,616 \text{ м}^2$; $F_{\text{пер}} = 0,447 \text{ м}^2$; $L = 3,24 \text{ м}$.

По таблице принимаем для двухкамерного стеклопакета с дистанционными рамками из алюминия $\approx 200 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$ при глубине посадки стеклопакета в переплетах $b = 5 \text{ мм}$, $\Psi = 0,05$.

Рассчитываем величину приведенного сопротивления теплопередаче оконного блока в целом:

$$R_0^{\text{ок}} = \frac{1,063}{\frac{0,447}{0,84} + \frac{0,616}{0,53} + 0,05 \cdot 3,24} = 0,57 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}.$$

По результатам испытаний аналогичного оконного блока в климатической камере величина приведенного сопротивления теплопередаче составила: $R_0^{\text{ок, исп}} = 0,59 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$. Расхождение с результатами расчетов $\Delta = 3,4\%$.

ПРИМЕР 2. Определить приведенное сопротивление теплопередаче дверного балконного блока из ПВХ-профилей фирмы «Plafen» серии «S-Line» с двухкамерными стеклопакетами СПД 4М₁-12-4М₁-12-4М₁ ГОСТ 24866-99. Нижняя часть балконной двери заполнена теплоизоляционной плитой «Stadur» толщиной 36 мм (см. рис. 6, б).

Приведенное сопротивление теплопередаче профильной системы — $R_0^{\text{пер}} = 0,84 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$; стеклопакетов — $R_0^{\text{ост}} = 0,53 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$; теплоизоляционной плиты «Stadur» — $R_0^{\text{зап}} = 1,26 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}$.

В соответствии с исходными данными определяем: $F_{\text{б, бл}} = 2,730 \text{ м}^2$; $F_{\text{ост}} = 1,543 \text{ м}^2$; $F_{\text{пер}} = 0,904 \text{ м}^2$; $F_{\text{зап}} = 0,283 \text{ м}^2$; $L_{\text{ост}} = 7,44 \text{ м}$; $L_{\text{зап}} = 2,14 \text{ м}$.

По таблице для двухкамерного стеклопакета с дистанционными рамками из алюминия при глубине посадки стеклопакета в переплетах $b = 5 \text{ мм}$, $\Psi = 0,05$. Для теплоизоляционной плиты в нижней части балконной двери $\Psi = 0$.

Рассчитываем величину приведенного сопротивления теплопередаче балконного блока в целом:

$$R_0^{\text{ок}} = \frac{2,73}{\frac{0,904}{0,84} + \frac{1,543}{0,53} + \frac{0,283}{1,26} + 0,05 \cdot 7,44} = 0,60 \text{ м}^2 \cdot ^\circ\text{C}/\text{Вт}.$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП 23-02-2003. Тепловая защита зданий/Госстрой России.— М., 2004.— 36 с.
2. ГОСТ 26602.1-99. Блоки оконные и дверные. Методы определения сопротивления теплопередаче/Госстрой России.— М.: ГУП ЦПП, 2000.— 28 с.
3. СП 23-101-2004. Проектирование тепловой защиты зданий/Госстрой России.— М., 2004.— 141 с.
4. Рекомендации по расчету светопрозрачных конструкций зданий с учетом светотехнических, теплотехнических, звукоизоляционных качеств и технико-экономических показателей/НИИСФ.— М.: Стройиздат, 1986.— 87 с.
5. Могутов В. А. Новые принципы теплотехнических расчетов светопрозрачных конструкций/В. А. Могутов//Светопрозрачные конструкции.— 1999.— № 1, 2.— С. 46–49.
6. EN ISO 10077-1:2000. Berechnung des Warmedurchgangskoeffizienten. Teil 1: Vereinfachtes Verfahren.
7. Квель И. Малая деталь с большим значением/И. Квель//Bauelemente Bau.— 2005.— № 2.— С. 55–59.

8. Кривошеин А. Д. К вопросу об улучшении температурного режима современных окон в краевых зонах / А. Д. Кривошеин, Д. А. Харламов // Светопрозрачные конструкции. — 2005. — № 1.

© Харламов Д. А., Кривошеин А. Д., 2008

Получено после доработки 19.02.08

УДК 624.072.014.2

А. И. САПОЖНИКОВ, д-р филос., проф., А. И. МИШИЧЕВ, д-р техн. наук, проф. (Астраханский инженерно-строительный институт)

УСТОЙЧИВОСТЬ И НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ДВУТАВРОВОЙ МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ БАЛКИ С ОТВЕРСТИЯМИ В СТЕНКЕ ПРИ ДЕЙСТВИИ ПОПЕРЕЧНОЙ РАСПРЕДЕЛЕННОЙ НАГРУЗКИ

Рассмотрены устойчивость и напряженно-деформированное состояние двутавровой балки, ослабленной вырезами, расположенными вдоль балки по ее осевой линии. Наибольшее влияние на прочность и устойчивость стенки балки оказывают отверстия вблизи ее опор, в зоне максимальных касательных напряжений.

Металлические балки двутавровой или коробчатой конструкции широко используются в строительстве и перекрывают значительные пролеты. Их стенка, хотя может иметь высоту до 2–3 м, остается тонкой, способной терять устойчивость при нагрузках, намного меньших предельных для балки в целом. Тем не менее существует необходимость устройства технологических отверстий в стенке в различных местах по ее поверхности [1], вызывающих еще большее снижение устойчивости и прочности балки.

Пластина вокруг отверстий в нижней или верхней части стенки балки высокого сечения испытывает растяжение или сжатие, а при расположении отверстий по осевой линии балки — оба вида воздействия одновременно. Вблизи опор область стенки вокруг отверстия попадает одновременно под действие главных растягивающих и сжимающих напряжений, что не может не вызвать заметного изменения НДС стенки. В данной работе приведена серия численных экспериментов по анализу устойчивости и прочности сварной двутавровой шарнирно опертой балки с малыми и большими отверстиями, а также при их разном количестве и без них; кроме того, при наличии и отсутствии поперечных ребер по длине балки.

Примем для исследования двутавровую балку из малоуглеродистой стали с параметрами: длина балки $L = 12$ м, общая высота $h_{\text{ст}} = 1160$ мм, толщина стенки $t_{\text{ст}} = 10$ мм, ширина и толщина полок $B_{\text{п}} = 380$ мм и $t_{\text{п}} = 20$ мм. Балка шарнирно оперта на опоры в виде плоских торцовых ребер традиционной конструкции. На балку действовала вертикальная погонная нагрузка $q = 150,0$ кН/м. Горизонтальному смещению верхней полки препятствует предполагаемый горизонтальный настил. В силу симметрии конечно-элементная модель (КЭМ) строилась для половины длины балки. Центры окружностей отверстий расположены по длине на расстояниях 1, 3 и 5 м от опор балки.

Малые отверстия в стенке выполнялись $R = 0,125$ м, большие — $R = 0,3$ м; они располагались по оси балки. Поперечные ребра сечением $h \times b = 356 \times 16$ мм жестко закреплялись между отверстиями на расстояниях 1,8 и 3,8 м от торца балки. КЭМ для балки с отверстиями строи-

| № п.п | $R_{\text{отв}},$ м | Поперечные ребра | Число отверстий на $1/2 L$ | Параметр устойчивости | Данные статических расчетов | | |
|----------|------------------------|---------------------|-------------------------------|--------------------------|-----------------------------|-------------------|---------------------------------|
| | | | | | $\nu_M, \text{МПа}$ | $TT_U, \text{мм}$ | $\sigma_{\text{ж}}, \text{МПа}$ |
| 1 | 0,125 | Нет | 3(6) | 1,206 | 239,58 | 14,7 | 176,7 |
| 2 | 0,30 | Нет | 3(6) | 1,001 | 358,54 | 16,6 | 170,3 |
| 3 | 0,30 | Есть | 3(6) | 1,087 | 346,40 | 16,6 | 169,7 |
| 4 | 0,30 | Есть | 2(4) | 1,291 | 293,76 | 15,6 | 171,9 |

Примечание. ν_M — наибольшие напряжения по Мизесу в стенке; $\sigma_{\text{ж}}$ — наибольшие сжимающие напряжения в полках; TT_U — наибольшие суммарные перемещения центрального сечения; в четвертой позиции ближайшие к опорам отверстия отсутствуют, в скобках указано число отверстий по всей длине балки.

лась с использованием линейных элементов BAR и плоских PLATE. Решение задач проводилось в рамках линейных теорий упругости и устойчивости деформирования МКЭ в САЕ-системе FEMAP-NASTRAN [3, 4]. Размеры и тип конечных элементов, особенности разбиения области на КЭ, в том числе на участках предполагаемых высоких градиентов напряжений, принимались из соображений близости значений средних и максимальных напряжений в элементах.

В первую очередь был произведен подбор погонной нагрузки, отталкиваясь от исходной $q_{\text{исх}} = 150 \text{ кН/м}$, соответствующей расчетному напряженному состоянию. При этом принималось, что отверстия в балке отсутствуют. Расчет на устойчивость показал, что параметр устойчивости $= 0,92$, т.е. устойчивость деформирования не обеспечена. Следовательно, для статического анализа прочности необходимо было снизить уровень погонной нагрузки. В намеченной серии численных экспериментов наиболее слабой являлась конструкция с большими отверстиями без поперечных ребер. Анализ показал, что критический уровень устойчивости ≥ 1 для этой конструкции обеспечен при $q = 107,1 \text{ кН/м}$. Дальнейшие расчеты были проведены именно для этого уровня нагрузки и отражены в табли-

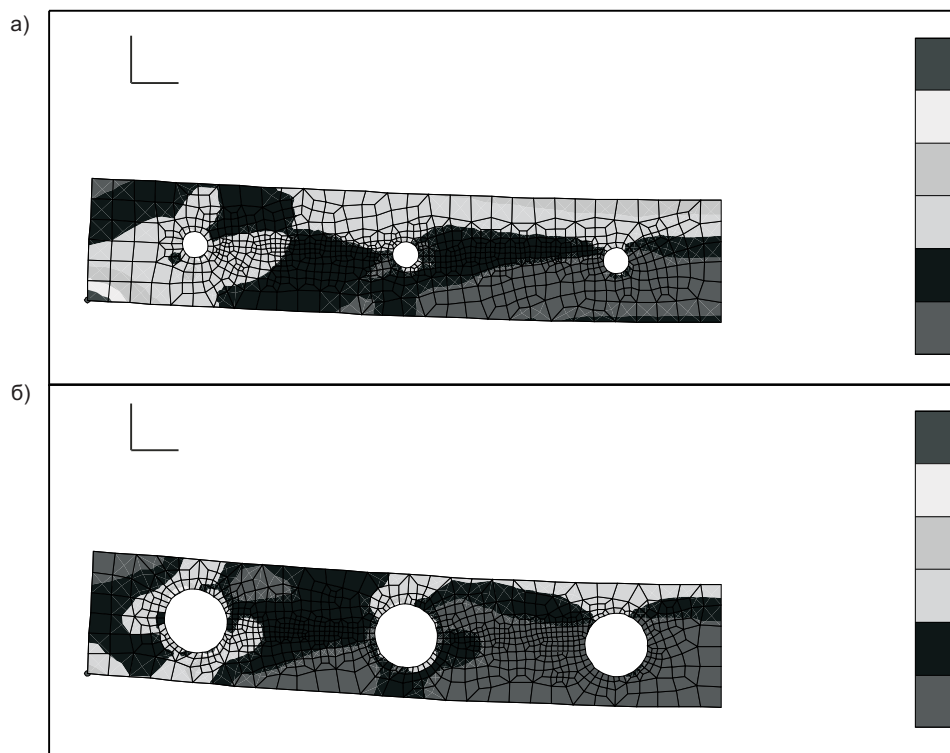


Рис. 1. Поля напряжений по Мизесу на деформированной поверхности стенки балки
а — при отверстиях с радиусом $R = 0,125 \text{ м}$; б — при отверстиях с радиусом $R = 0,3 \text{ м}$

це. При этом следует отметить, что при исходной нагрузке установка поперечных ребер с параметрами, приведенными выше, обеспечила устойчивость балки без отверстий ($\lambda = 1,05$), но оказалась недостаточной для балки с отверстиями.

Картина напряженного состояния стенки вокруг отверстий показана на рис. 1. Поле суммарных перемещений балки при потере устойчивости представлено на рис. 2. Параметр устойчивости определяет величину критической нагрузки по формуле $q_{кр} = q$. В первую очередь выполнялся расчет устойчивости и при ее обеспечении ($\lambda \geq 1$) проводился анализ статики.

Рассмотрение данных таблицы и полей НДС показывает, что с увеличением радиуса отверстия с 125 до 300 мм существенно повышается уровень НДС и уменьшается устойчивость балки. Установка поперечных ребер практически не изменяет значений наибольших параметров НДС, хотя

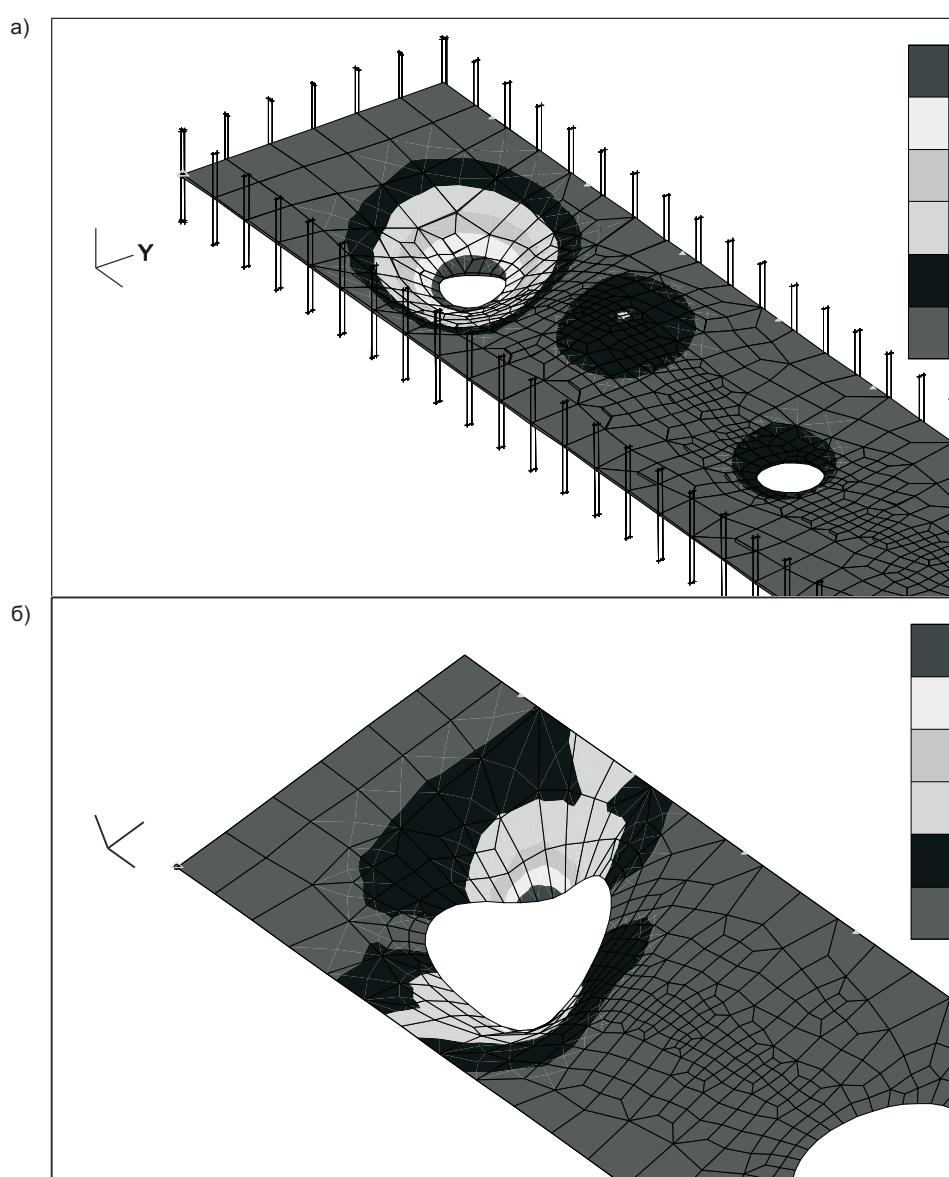


Рис. 2. Поля суммарных перемещений для стенки балки при потере устойчивости
 а — в балке с отверстиями $R = 125$ мм; б — в балке с отверстиями $R = 300$ мм

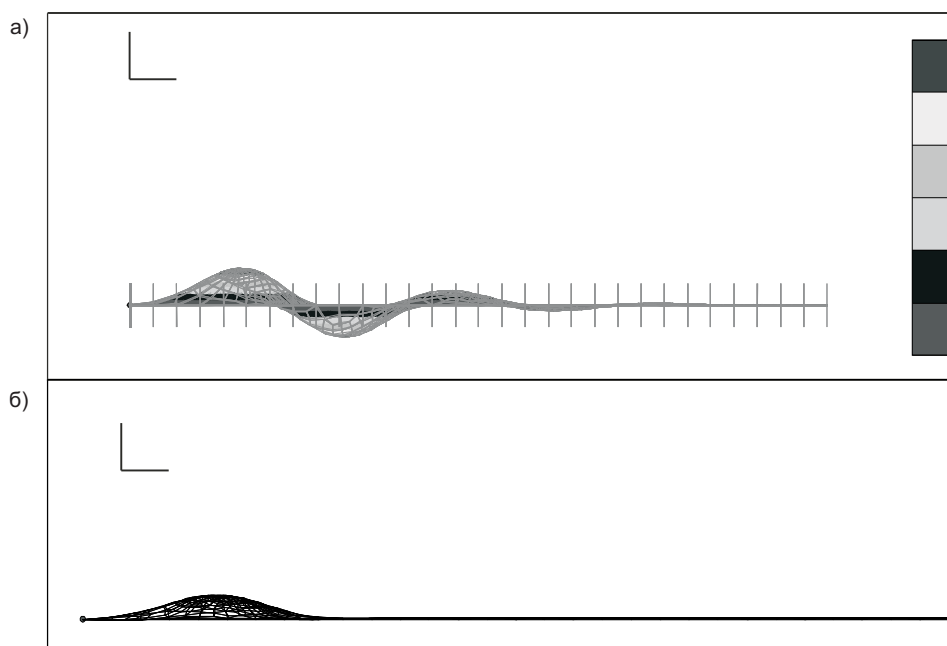


Рис. 3. Картина деформирования стенки балки без отверстий при потере устойчивости
а — балки без поперечных ребер; б — балки с ребрами

приводит к перераспределению напряжений в балке. При закрытии двух крайних отверстий (т.е. при наличии только двух отверстий на полудлине балки) имеет место существенное улучшение ситуации как в части статической прочности, так и в отношении устойчивости. Отметим также, что при отсутствии первого отверстия напряжение вокруг второго отверстия несколько увеличивается, а вокруг третьего, наоборот, снижается.

Известно, что в двутаврах, коробчатых конструкциях, имеющих тонкую стенку и развитые полки, существует реальная угроза появления значительных сдвиговых деформаций в стенке вблизи от опор, где касательные напряжения имеют максимальные, близкие к предельным значения из-за незначительной ее толщины. По этой причине ослабление стенки технологическими отверстиями в этой части балки должно вызвать значительное ослабляющее влияние на конструкцию, гораздо большее того влияния, которое оказывают на нее отверстия в центральной части балки. Численный анализ подтвердил это предположение. Из расчетов (см. таблицу, № 2, 3) следует, что вокруг отверстий, расположенных вблизи опор, необходима установка подкрепления, например, в виде колец [3].

По результатам рассмотрения картины деформирования при потере устойчивости стенкой балки с поперечными ребрами (рис. 3, б) и без них (рис. 3, а) можно отметить, что уровень деформации балки при установке ребер, вопреки существующим представлениям об их значительном влиянии на устойчивость стенки, снизился лишь незначительно.

Выводы. 1. Увеличение размера отверстий с 0,125 до 0,3 м приводит к снижению устойчивости стенки в 1,2 раза, повышению напряжений в 1,5 раза.

2. Установка поперечных ребер не привела к существенному увеличению устойчивости и не вызвала значительного снижения напряженного состояния стенки балки.

3. Наиболее загруженным оказался участок балки вокруг отверстия, расположенного около опоры, в зоне наибольших сдвиговых деформаций.

4. В центре балки, где сдвиговые деформации минимальны, отверстие почти не повлияло на напряженное состояние балки.

5. При ликвидации отверстия, расположенного около опоры, напряжения вокруг следующего отверстия увеличились.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Харт Ф. Атлас стальных конструкций / Ф. Харт, В. Хенн, Х. Зонтаг. — М.: Стройиздат, 1997. — 351 с.
2. Беленя Е. И. Металлические конструкции / Е. И. Беленя. — М.: Стройиздат, 1985. — 560 с.
3. Сапожников А. И. Численный анализ напряженного состояния и деформирования пластины с вмятиной при растяжении / А. И. Сапожников, А. И. Мишичев // Изв. вузов. Строительство. — 2007. — № 12. — С. 95–100.
4. Мишичев А. И. Решение задач линейной статики и устойчивости МКЭ в САЕ-системе FEMAP-NASTRAN / А. И. Мишичев. — Астрахань: АГТУ, 2005. — 104 с.

© Сапожников А. И., Мишичев А. И., 2008

Получено после доработки 08.11.07

УДК 624.073

Р. П. МОЙСЕЕНКО, канд. техн. наук, доц. (Томский государственный архитектурно-строительный университет)

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕБРИСТОЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ ВЫНУЖДЕННЫХ КОЛЕБАНИЯХ

Показано, что алгоритмы, разработанные для оптимизации ребристых пластин с заданной первой частотой собственных колебаний, достаточно эффективны как средство оптимизации при вынужденных колебаниях, если ограничение по частоте является активным ограничением, а ограничения по прочности — пассивными. При определенных условиях оптимальный проект, имея минимум веса, без увеличения числа ребер обладает большей прочностью по сравнению с неоптимальным проектом.

В статьях [1, 2] приводятся разработанные автором алгоритмы оптимизации ребристых пластин при ограничении первой частоты собственных колебаний. Прикладное значение оптимизации конструкций в режиме собственных колебаний обосновано в работах [3, 4]. Однако область применения разработанных в [1, 2] алгоритмов расширяется, если их использовать для оптимизации ребристых пластин при вынужденных колебаниях. Такая возможность отмечается в [5]: «Метод, позволяющий избежать точки, соответствующей резонансным явлениям, часто эффективен при проектировании конструкций, подверженных периодическому нагружению».

Ниже представлена постановка задачи оптимизации ребристой пластины при вынужденных колебаниях, учитывающая особенности постановки задачи оптимизации в режиме собственных колебаний [1, 2].

Постановка задачи. При вынужденных колебаниях задача оптимизации может быть поставлена следующим образом: для пластины заданной постоянной толщины h_0 , подкрепленной прямолинейными ребрами, определить минимум веса при ограничении величины первой частоты собственных колебаний ($\omega_1 = \bar{\omega}$, где $\bar{\omega}$ — заданное значение) и выполнении условий прочности. Ребра имеют прямоугольное поперечное сечение с заданной одинаковой высотой h_r .

В такой постановке минимум веса ребристой пластины сводится к минимуму суммы толщин поперечного сечения ребер b_r^i . Ограничение по первой частоте собственных колебаний вводится для того, чтобы обеспечить отсутствие резонанса. Величина первой частоты назначается в соответствии с заданной частотой вынужденных колебаний. Если условия прочности выполняются с запасом, то это означает, что в рамках поставленной задачи оптимизации условия прочности выполняются в виде неравенств. В таких случаях разработанные алгоритмы оптимизации в режиме собственных колебаний [1, 2] без изменений применяются в задаче оптимизации при вынужденных колебаниях. Такой подход соответствует рекомендации, данной в [5]: «При решении практических задач оптимального проектирования требуется получить проект конструкции, которая обладала бы весом, близким к минимальному, а не проект, который бы точно удовлетворял математическим критериям оптимальности. Этого можно, вообще говоря, достигнуть, спроектировав конструкцию с учетом одного или двух наиболее важных ограничений и проверив, насколько проект удовлетворяет остальным ограничениям».

Если же условия прочности нарушаются, то оптимизацию можно проводить по двум направлениям в зависимости от технологических условий. Первое направление связано с тем, что выполнение условий прочности осуществляется в виде равенств, а ограничение первой частоты переходит в разряд пассивных ограничений. В этом случае алгоритмы оптимизации, разработанные в [1, 2], применить невозможно. Второе направление основано на технологической возможности увеличения числа ребер, что позволяет увеличить несущую способность. При увеличении несущей способности ограничение по частоте собственных колебаний переходит в разряд активных ограничений, поэтому оптимизация проводится по упомянутым алгоритмам [1, 2].

В примерах показаны варианты оптимизации с выполнением ограничения по первой частоте собственных колебаний в виде равенства, а ограничения по прочности в виде неравенств.

ПРИМЕР 1. Рассматривается прямоугольная пластина со следующими исходными данными. Опоры — шарнирные. Соотношение сторон — $l_y/l_x = 0,1$. Восемь ребер расположены на одинаковом расстоянии параллельно оси y . $\lambda_1 = \lambda_9^0 = 32761$, где λ_1 — первое собственное значение пластины с ребрами, λ_9^0 — девятое собственное значение пластины без ребер, $\lambda = \rho h_0 l_x^4 \omega^2 / D$. Относительная высота ребер $H = h_r / h_0 = 2$. Динамическая нагрузка — равномерно распределенная q с частотой вынужденных колебаний $\omega = 1/2$.

Относительная ширина сечения ребер ($B_i = b_r^i / l_x$) оптимальной пластины определена по алгоритму, представленному в [1]. В данном примере ширина всех ребер оптимальной системы одинакова — $B = 0,01618533$. Функция цели равна $F = \sum_i B_i = 0,1294$.

При симметричной нагрузке наибольшие изгибающие моменты возникают в сечении с координатой $y = 0,5l_y$:

$$M_x^{\max} = 0,02135 (8ql_x^2 / \pi^4), \quad M_y^{\max} = 0,02623 (8ql_x^2 / \pi^4).$$

Если по условиям прочности эти моменты требуется уменьшить, то, используя возможности разработанных алгоритмов оптимизации, можно ввести девятое ребро. Параметры оптимальной системы: $m_1 = m_9 = 0,909$, $m_2 = m_8 = 1,05924$, $m_3 = m_7 = 1,00204$, $m_4 = m_6 = 1,022692$, $m_5 = 1,014041$; $B = 0,0123213$; функция цели вычисляется по формуле $F = B \sum_i m_i = 0,1108918$. Изгибающие моменты уменьшаются:

$$M_x^{\max} = 0,0186 (8ql_x^2 / \pi^4); \quad M_y^{\max} = 0,02108 (8ql_x^2 / \pi^4).$$

Сравнение функций цели F показывает, что экономия материала при увеличении числа ребер составляет около 15% с одновременным уменьшением расчетных изгибающих моментов: M_x на 12,88%, M_y на 19,63%.

ПРИМЕР 2. Рассматривается пластина с заземленными кромками: $x = 0$, $y = 0$, $y = l_y$. Кромка $x = l_x$ — свободна. Пластина с девятью ребрами при ограничении ($\lambda_1 = \lambda_{10}^0 = 7990379,1073$). Относительная высота сечения ребер $H = 1,5$. Ребра расположены по узловым линиям десятой формы собственных колебаний. Относительные координаты этих узловых линий: $\xi_1 = 0,12194$, $\xi_2 = 0,226$, $\xi_3 = 0,32963$, $\xi_4 = 0,43353$, $\xi_5 = 0,53794$, $\xi_6 = 0,643$, $\xi_7 = 0,7487$, $\xi_8 = 0,8545$, $\xi_9 = 0,9585$. Нагрузка — в виде сосредоточенной силы, расположенной посередине седьмого ребра. Частота вынужденных колебаний равна $\omega = \omega_1/2$.

Параметры оптимальной пластины: $m_1 = 0,4382$, $m_2 = 0,9855$, $m_3 = 1,1088$, $m_4 = 0,9226$, $m_5 = 0,5253$, $m_6 = 0,7979$, $m_7 = 1,2809$, $m_8 = 1,5827$, $m_9 = 1,3579$; $B = 0,0149$. Вес оптимальной пластины на 10% меньше веса пластины с одинаковыми ребрами.

Изгибающие моменты в сечении с координатой $y = 0,5 l_y$ в точке приложения силы для пластины с ребрами одинаковой ширины: $M_x = 0,021F_0$, $M_y = 0,052F_0$, где F_0 — амплитудное значение динамической силы. Изгибающие моменты оптимальной пластины: $M_x = 0,018F_0$, $M_y = 0,046F_0$. В оптимальной пластине момент M_x уменьшился на 14,28%, момент M_y на 11,54%.

По результатам расчета установлено, что оптимальный проект может иметь большую несущую способность по сравнению с неоптимальным проектом. В данном примере это объясняется тем, что сила расположена на ребре, имеющем коэффициент $m_7 = 1,2809 > 1$ ($B_7 = m_7 B$). Если сила располагается на ребре с коэффициентом $m_i < 1$, то несущая способность оптимальной пластины меньше, чем пластины с одинаковыми ребрами. Тогда при необходимости увеличения несущей способности можно увеличить количество ребер, как показано в примере 1.

Выводы. Согласно приведенным примерам сформулированная задача оптимизации ребристой пластины при вынужденных колебаниях имеет достаточное практическое обоснование. Если требуется увеличить несущую способность оптимального проекта, то используются конструктивные приемы направленного характера, вытекающие из разработанной автором теории оптимизации ребристых пластин при собственных колебаниях [6]. Расчеты показывают, что в некоторых случаях достигается исключительный результат — повышение несущей способности при уменьшении веса ребристой пластины.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Моисеенко Р. П. Свойства ребристых пластин минимального веса при заданной первой частоте собственных колебаний/Р. П. Моисеенко//Изв. вузов. Строительство.— 2003.— № 2.— С. 16–19.
2. Моисеенко Р. П. Уравнение частот собственных колебаний как ограничение в задачах оптимизации ребристых пластин/Р. П. Моисеенко//Изв. вузов. Строительство.— 2006.— № 7.— С. 7–11.
3. Тернер М. Проектирование конструкций минимального веса, имеющих заданные собственные частоты/М. Тернер//Ракетная техника и космонавтика.— 1967.— Т. 5.— № 3.— С. 27–35.
4. Цейтлин А. И. Определение параметров систем с заданными частотами/А. И. Цейтлин, Ю. Г. Плотников, Л. И. Ким//Строительная механика и расчет сооружений.— 1983.— № 6.— С. 36–41.
5. Андерсон М. С. Новые направления оптимизации в строительном проектировании/М. С. Андерсон, Ж.-Л. Арман, Дж. С. Арора и др.— М.: Стройиздат, 1989.— 592 с.
6. Моисеенко Р. П. Оптимизация ребристых тонких пластин при заданной первой частоте собственных колебаний/Р. П. Моисеенко.— Томск: Изд-во Том. гос. архит.-строит. ун-та, 2007.— 142 с.

© Моисеенко Р. П., 2008

Получено 21.04.08

ВНЕДРЕНИЕ НАУЧНЫХ ДОСТИЖЕНИЙ В ПРОИЗВОДСТВО

УДК 628.132.34

Е. Л. ВОЙТОВ, канд. техн. наук, **Ю. Л. СКОЛУБОВИЧ**, д-р техн. наук,
А. Ю. СКОЛУБОВИЧ, асп. (Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин))

ОЧИСТКА МАЛОМУТНЫХ ВЫСОКОЦВЕТНЫХ ПРИРОДНЫХ ВОД В РЕАКТОРЕ-ОСВЕТИТЕЛЕ

Рассмотрены проблемы очистки маломутных высокоцветных природных вод из подземных и поверхностных источников для питьевого водоснабжения. Предложено новое сооружение водоподготовки — реактор-осветлитель, позволяющий интенсифицировать очистку воды от железа, марганца, органических соединений, обуславливающих цветность воды. Представлены результаты работы реактора-осветлителя в производственных условиях.

Поверхностные воды большую часть года характеризуются низкими температурами. Органический состав воды многих поверхностных источников водоснабжения формируется при участии почвенного и торфяного гумуса, болотного питания рек; разложения планктона, высшей водной и почвенной растительности в водохранилищах и озерах. Органические коллоиды в природных водах и, прежде всего, гумусовые вещества придают воде цветность — желтоватую окраску различной интенсивности. Так, цветность воды р. Омь в г. Куйбышеве Новосибирской области достигает 500 град. при мутности менее 3 мг/л.

Кроме того, поверхностные воды зачастую характеризуются повышенным содержанием железа (до 20 мг/л), марганца (до 4 мг/л) и других примесей природного и антропогенного происхождения. Железо и марганец присутствуют в природных водах в форме минеральных или органических комплексных соединений гуминовых или некоторых жирных кислот. Во втором случае это воды с повышенной окисляемостью, имеющие агрессивный характер. В частности, в воде р. Омь содержание железа достигает 3 мг/л, марганца — 1 мг/л, значение перманганатной окисляемости — 50 мг/л.

Традиционные двухступенчатые технологии подготовки природной воды для питьевого водоснабжения не рассчитаны для очистки маломутных высокоцветных вод [1, табл. 15]. Степень пересыщения маломутной воды продуктами гидролиза при обычных дозах вводимого коагулянта соответствует метастабильной зоне и является недостаточной для возникновения зародышей твердой фазы в свободном объеме отстойников. Кроме того, при обработке цветных вод гуминовые вещества, сорбируемые на поверхности коагулирующей гидроокиси, придают ей устойчивость, препятствуя сорбции. Эффективность процесса коагуляционной очистки отстаиванием еще более снижается при низкой температуре воды, когда замедляются скорости движения взаимного соударения и агрегации образовавшихся частиц гидроксидов. При малой мутности воды процесс пространственного структурообразования затруднен также в осветлителях со взвешенным слоем, вследствие непрерывного движения в них отдельных рыхлых хлопьев осадка.

Применение контактных осветлителей с одноступенчатой схемой очистки или контактных префильтров перед скорыми фильтрами по двухступенчатой схеме обработки высокоцветных вод в связи с высокими дозами коагулянта связано с их частыми промывками и большим расходом промывной воды, что снижает полезную производительность водоочистных сооружений.

Проблему предварительной очистки низкотемпературных маломутных высокоцветных вод частично решает применение осветлителей-рециркуляторов, в которых часть сформированного осадка из взвешенного слоя эжектируется в исходную воду и хлопья которого служат дополнительными центрами конденсации продуктов гидролиза. Это позволяет повысить производительность осветлителей на 30–60% и обрабатывать воду с цветностью до 300 град. Однако при низких температурах и мутности исходной воды до 20 мг/л скорость восходящего потока очищаемой жидкости не превышает 0,8 мм/с и производительность осветлителя-рециркулятора остается невысокой [2].

Ускорению коагуляции способствует добавление в воду искусственных замутнителей, частицы которых играют роль дополнительных центров конденсации продуктов гидролиза. Усиливается также флокулирующее действие полиэлектролитов. Замутнение обрабатываемой воды приводит к утяжелению хлопьев коагулированной взвеси, увеличению их гидравлической крупности и повышению эффекта очистки воды. Однако поставка материала, отвечающего санитарным и техническим требованиям, сложность приготовления, дозирования суспензии замутнителя, удаления и утилизации большой массы образующегося фитошлама значительно увеличивают стоимость эксплуатации водоочистных сооружений.

С целью повышения эффективности работы и усовершенствования сооружений для предварительной реагентной очистки низкотемпературных маломутных высокоцветных поверхностных, а также железо-марганецсодержащих подземных вод для питьевого и технического водоснабжения на принципе контактной коагуляции в НГАСУ (Сибстрин) разработаны реакторы-осветлители новой конструкции [3].

Реактор-осветлитель (РО) для очистки воды работает следующим образом (рисунок). По трубопроводу подачи воды на освещение 3 исходная вода, обработанная реагентами, подается в воздухоотделитель 15, который предотвращает попадание пузырьков воздуха во взвешенный слой контактной массы, и по опускной трубе 16 равномерно распределяется по площади зоны освещения устройства. Затем осветляемая вода проходит снизу вверх через слой контактной массы 2 со скоростью, обеспечивающей ее минимальное псевдооживление. При этом устраняются застойные зоны, присутствующие вблизи мест касания частиц в неподвижном состоянии слоя, и повышается пористость загрузки. В качестве контактной массы используется кварцевый песок или любой другой мелкозернистый материал, удовлетворяющий требованиям по механической прочности и химической стойкости. За

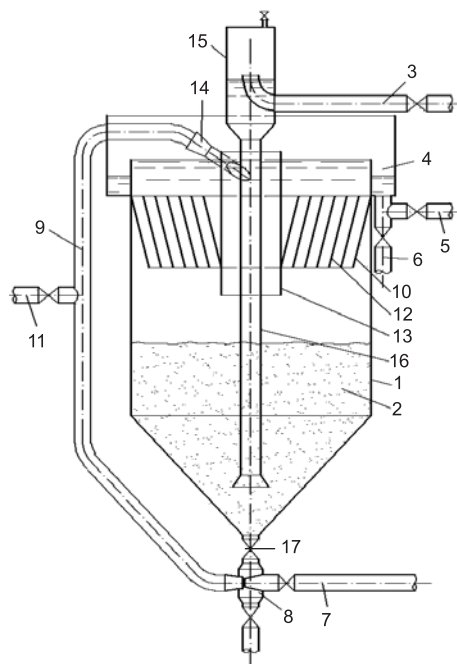


Схема реактора-осветлителя

1 — корпус реактора-осветлителя; 2 — контактная взвешиваемая масса; 3 — трубопровод исходной воды; 4 — сборный желоб осветленной и промывной воды; 5 — трубопровод осветленной воды; 6 — трубопровод отведения промывной воды; 7 — трубопровод подачи промывной воды к гидроэлеватору; 8 — гидроэлеватор; 9 — трубопровод транспортировки пульпы контактной массы; 10 — коническая диафрагма; 11 — трубопровод выпуска пульпы контактной массы; 12 — конический тонкослойный модуль; 13 — полупогружной цилиндр; 14 — воздушный эжектор тангенциального ввода пульпы в полупогружной цилиндр; 15 — воздухоотделитель; 16 — опускная распределительная труба; 17 — трубопровод подачи контактной массы в гидроэлеватор

счет повышения объемной концентрации твердой фазы во взвешенном слое осветлителя происходит автокаталитическое ускорение процесса гидролиза коагулянта, контактная коагуляция продуктов гидролиза, адсорбция гидроксидов металлов зернами взвешенной контактной массы и образование в слое осадка, который сам является сорбентом для примесей воды. Часть хлопьев осадка выносятся из слоя, задерживаются тонкослойным модулем 12, сползает по наклонным стенкам его колец вниз и оседает на поверхность контактной массы. В результате достигается высокий эффект очистки воды, снижение расхода реагентов, повышается производительность устройства. Осветленная вода собирается желобом 4 и выводится трубопроводом 5 из устройства. По истечении времени защитного действия взвешенной контактной массы и ухудшении качества осветляемой воды производится промывка контактной массы в следующей последовательности. Задвижка на трубопроводе отведения промывной воды 6 открывается, а на трубопроводе отведения осветленной воды 5 закрывается. Открываются задвижки на трубопроводе 17, соединяющем эжектор подачи пульпы 8 с нижней частью корпуса устройства и на трубопроводе 7 подачи к эжектору 8 промывной воды. Подача осветляемой воды по трубопроводу 3 через воздухоотделитель 15 и опускную трубу 16 в контактную массу 2 при этом продолжается. Подается промывная вода в эжектор 8. Загрязненная контактная взвешиваемая масса в виде пульпы по трубопроводу 17 из нижней части корпуса устройства подсасывается в эжектор подачи пульпы 8, транспортируется в верхнюю часть корпуса устройства по трубопроводу 9 и через воздушный эжектор 14 тангенциально вводится в полупогружной цилиндр 13 ниже уровня воды под углом к ее поверхности. Поступление контактной массы в эжектор 8 регулируется с помощью задвижки, установленной на трубопроводе 17. Вводимый в пульпу с помощью эжектора 14 воздух выделяется в воду в виде пузырьков и происходит водовоздушная промывка контактной массы, усиленная разделением частиц осадка и зерен контактной массы в поле центробежных сил в центральном цилиндре-сепараторе 13. Промытые зерна контактной массы осаждаются во взвешенный слой, а осадок отводится с отработанной промывной водой. Вынос контактной массы в сборный желоб 4 предотвращается тонкослойным модулем. После промывки перекрываются задвижки на трубопроводах 17, 7, 6. При этом прекращается подача промывной воды в эжектор подачи пульпы 8 и устройство вновь продолжает очищать воду. Контактная взвешиваемая масса используется в процессе очистки многократно. При необходимости замены контактной взвешиваемой массы или опорожнения устройства для очистки воды пульпа выпускается из него по трубопроводу 11.

Экспериментальные исследования по очистке поверхностных вод на реакторах-осветлителях проводилась на водоочистой станции г. Куйбышева Новосибирской области. Очистке подвергалась высокоцветная маломутная вода р. Омь. Экспериментальная установка включала в себя модель реактора-осветлителя, скорого фильтра, сорбционного фильтра, баки и насосы реагентного хозяйства. Осветлитель был загружен контактной массой из дробленой горелой породы фракции 0,5 мм, высотой плотного слоя 1,05 м. Рабочая скорость восходящего потока осветляемой воды составляла 2,5 мм/с, высота взвешенного слоя составила 1,4 м. Результаты исследований эффективности очистки речной воды приведены в таблице. Природная вода характеризовалась высокой цветностью (до 270 град.), окисляемостью (до 17 мг/л), малой мутностью (до 16 мг/л), повышенным содержанием железа (до 3 мг/л), марганца (до 0,2 мг/л). В качестве реагентов исследовались в сравнении коагулянты оксихлорид алюминия и сульфат алюминия, флокулянты полиакриламид и Праестол, для обеззараживания воды гипохлорит

Результаты экспериментальных исследований

| Место и время проведения исследований | Точки отбора проб | Показатели качества воды | | | | | |
|--|-----------------------|--------------------------|------------------|--------------------------|----------|----------------------------|--------------|
| | | Мутность, мг/л | Цветность, град. | Fe _{общ} , мг/л | Mn, мг/л | Ж _{общ} , ммоль/л | Фенолы, мг/л |
| НФС речных вод, г. Куйбышев Новосибирской обл. | Исходная вода из реки | 13–15 | 250–270 | 0,6–0,7 | 0,1–0,2 | 7,6–8,1 | <0,001 |
| | Очищенная вода | 0,3–0,5 | 15–18 | 0,2–0,3 | 0,07–0,1 | 7,2–7,5 | <0,001 |

натрия электролитический и химический. В слое псевдоожиженной контактной массы реактора-осветлителя при введении коагулянта и флокулянта происходило образование и выделение из воды основной части осадка гидроксида алюминия, сорбция на осадке гумусовых и других частиц, предварительное обесцвечивание и очистка воды. Осветленная вода, содержащая мелкие хлопья желтого осадка, из устройства поступала для окончательной очистки на скорые зернистые и сорбционные фильтры. Достигнуто нормативное качество питьевой воды. Коагулянт вводился в обрабатываемую воду дважды: перед реактором-осветлителем и перед скорым фильтром. Общая доза оксихлорида алюминия составила 14 мг/л. Дозы сульфата алюминия были в 2 раза выше. Однако продолжительности фильтроциклов с применением сульфата алюминия для скорого фильтра увеличивались при этом также в 2 раза (до 2 сут) за счет образования в его фильтрующей загрузке более плотной структуры осадка. Эжекторная промывка обеспечивала эффективную регенерацию и многократное использование контактной массы осветлителя без накопления в ней остаточных загрязнений. В целом применение реакторов-осветлителей для предварительной очистки воды позволило сократить расходование реагентов до 50%. Основная масса хлопьев гидроксидов и примесей воды задерживается в реакторе-осветлителе, что позволяет сократить нагрузку по загрязнениям на скорые фильтры и вдвое увеличить их производительность.

На основании полученных в результате технологического моделирования параметров работы реактора-осветлителя произведены расчет и оптимизация его конструктивных и технологических параметров. Результаты исследования использованы для конструирования производственных реакторов-осветлителей в качестве сооружений первой ступени очистки высокоцветных речных вод при разработке проекта реконструкции насосно-фильтровальной станции г. Куйбышева.

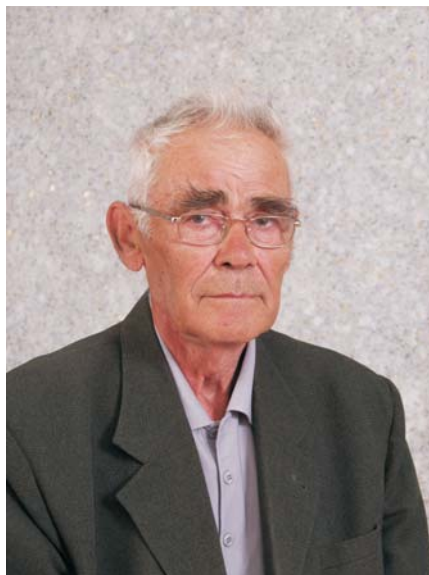
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП 2.04.02-84. Водоснабжение. Наружные сети и сооружения/Госстрой СССР.— М.: Стройиздат, 1986.— 136 с.
2. Рекомендации по применению технологии очистки воды на осветлителях со взвешенным слоем рециркулируемого осадка.— Л.: Минжилкомхоз РСФСР, Ленинградский НИИ ордена Трудового Красного Знамени Академии коммун. хоз-ва им. К. Д. Панфилова, 1985.— 10 с.
3. Пат. 2307075, РФ, МКИ С 02 F 1/52. Устройство для очистки воды/Е. Л. Войтов, Ю. Л. Сколубович.— Оpubл. 27.09.2007; Бюл. № 27.
4. Сколубович Ю. Л. Исследования по подготовке питьевой воды из подземного источника с повышенным содержанием солей жесткости/Ю. Л. Сколубович, Е. Л. Войтов//Изв. вузов. Строительство.— 2002.— № 1–2.— С. 22–26.
5. Сколубович Ю. Л. Очистка высокоцветных маломутных речных вод/Ю. Л. Сколубович, Е. Л. Войтов, М. В. Чиликин и др.//Тр. IX междунар. науч.-практ. конф. «Водоснабжение и водоотведение: качество и эффективность».— Кемерово, 2005.— С. 47–48.

© Войтов Е. Л., Сколубович Ю. Л., Сколубович А. Ю., 2008

Получено 10.03.08

ПАМЯТИ УЧЕНОГО-ЭКОНОМИСТА



2 мая 2008 года на 78-м году ушел из жизни Анатолий Григорьевич Кузьминский — доктор экономических наук, профессор кафедры экономики строительства и инвестиций Новосибирского государственного архитектурно-строительного университета (Сибстрин), действительный член Международной академии инвестиций и экономики строительства, Международной академии науковедения.

Выпускник Новосибирского инженерно-строительного института им. В. В. Куйбышева, он более 50 лет проработал в Сибстрине, в разные годы возглавляя кафедру организации и экономики строительства и факультеты — строительный и заочный.

Известный ученый, авторитетный специалист в области сметного нормирования и ценообразования в строительстве, А. Г. Кузьминский опубликовал свыше 150 печатных работ, в том числе 10 монографий, книг и учебных пособий, успешно вел подготовку кандидатов наук через аспирантуру и соискательство. Профессор А. Г. Кузьминский активно сотрудничал с редакцией журнала «Известия вузов. Строительство» — регулярно рецензировал статьи по вопросам экономики строительства и опубликовал в журнале более 20 собственных работ.

КОЛЛЕГИ, СОРАТНИКИ И УЧЕНИКИ СКОРБЯТ ПО БЕЗВРЕМЕННО
УШЕДШЕМУ УЧЕНОМУ

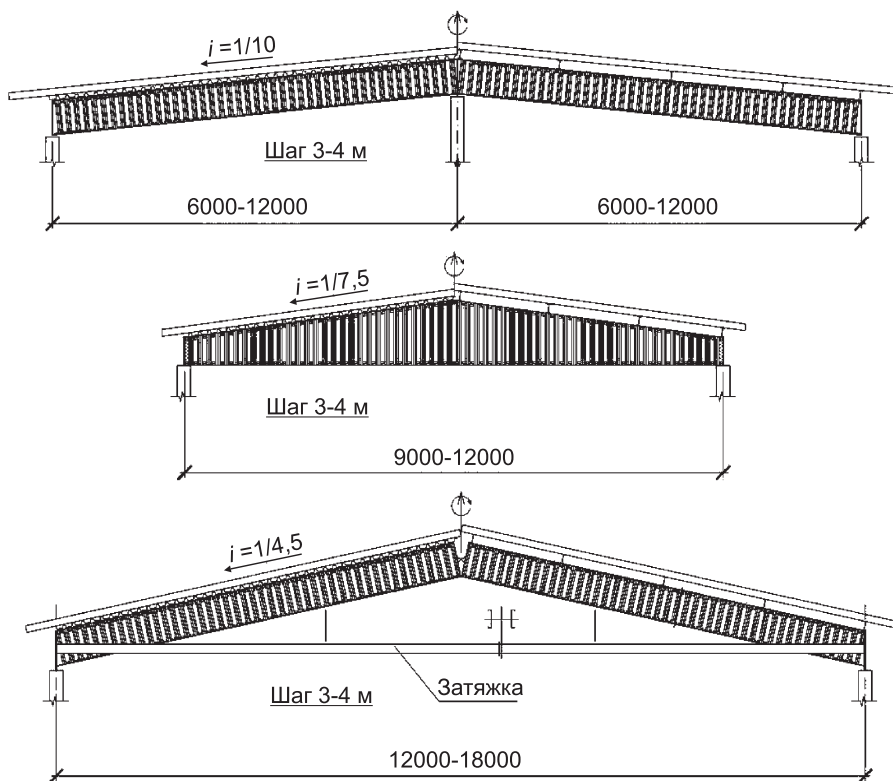
ИЗ ОПЫТА ПРОЕКТИРОВАНИЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ НА ОСНОВЕ ТОНКОСТЕННЫХ ОЦИНКОВАННЫХ ПРОФИЛЕЙ

Сотрудниками кафедры металлических и деревянных конструкций НГАСУ (Сибстрин) разработаны строительные металлические конструкции, состоящие из оцинкованных профилей. Благодаря новой конструктивной форме материал используется более эффективно, чем в обычных конструкциях. К дополнительной экономии приводят низкие транспортные расходы, расходы на изготовление и монтаж. Благодаря цинковому покрытию в обычных условиях эксплуатации конструкции не подвержены коррозии в течение десятков лет. Применение разработки позволяет проектировать и возводить экономичные здания различного назначения пролетами от 6 до 18 м. На конструкции получены патенты РФ.

Область применения:

- производственные, складские и сельскохозяйственные здания;
- здания спортивного, торгового назначения;
- гаражи и здания тех. обслуживания транспорта;
- надстройки (мансарды) существующих жилых домов;
- одно-, двухэтажные жилые и нежилые здания.

Конструктивные схемы покрытий



Надежность методики расчета подтверждена в ходе многолетних научных исследований:

- теоретическими разработками, включая численные исследования;
- испытаниями балок с целью изучения особенностей их работы (проведены испытания крупномасштабных моделей балок пролетом 3,2 м и натурной балки пролетом 9 м);
- опытом проектирования, строительства и эксплуатации конструкций.

В качестве несущих соединений элементов используются так называемые фрикционные болтовые соединения, которые обладают значительно лучшими эксплуатационными и технико-экономическими характеристиками по сравнению с обычно применяемыми в оцинкованных конструкциях соединениями на самонарезающих винтах. Работоспособность и надежность таких соединений проверена экспериментальными исследованиями.

Одним из последних зданий с применением представленной разработки является животноводческий комплекс в Новосибирской области общей площадью 8 тыс. м², в котором благодаря новым конструктивным решениям значительно (до 25%) снижена стоимость несущих конструкций. При проектировании были использованы экспериментальные данные, проверенная методика расчета, компьютерное моделирование. Изготовление конструкций производится на строительной площадке с применением электроинструмента. Используемые гнутые оцинкованные профили предварительно подготавливаются предприятием-изготовителем для минимизации работ по сборке конструкций.

Авторы разработки:

КРЫЛОВ И. И., профессор, канд. техн. наук, **КРЕТИНИН А. Н.**, ассистент

Адрес: 630008, г. Новосибирск, ул. Ленинградская, 113, Новосибирский государственный архитектурно-строительный университет (Сибстрин)

E-mail: ntio-ngasu@yandex.ru

Internet: www.sibstrin.ru

Тел./факс: 8-(383)-266-28-89

ИЗ ПРАВИЛ ПОДГОТОВКИ РУКОПИСИ

3. Иллюстрации представляются в редакцию в виде файлов, созданных в программах Corel Draw или Microsoft Word, записанных с расширением *.cdr (предпочтительно) или *.doc, фотографии — TIFF или JPEG. Надписи и цифры набрать шрифтом Arial. Линии чертежа — не тоньше 1 пт. Иллюстрации, в том числе фотографии, должны быть черно-белыми с хорошей проработкой деталей.

Рисунки должны быть выполнены так, чтобы их можно было отредактировать (внести изменения, исправления, т.е. изменить шрифт, исправить возможные орфографические ошибки).

Иллюстрации должны быть распечатаны в двух экземплярах, а фото присылать в оригинале. Размер иллюстрации не должен превышать 20 30 см, их общее число, как правило, не более 4. На обратной стороне каждой из них простым карандашом проставляются порядковый номер и фамилии авторов.

Рисунки не следует вставлять в текст статьи, но на полях текста указать место вставки рисунка.