

УДК 624.072

ПРОДОЛЬНО-ПОПЕРЕЧНЫЙ ИЗГИБ СТЕРЖНЕЙ С УЧЕТОМ ИХ
 СИЛЬНОЙ ФИЗИЧЕСКОЙ НЕЛИНЕЙНОСТИ И ПОЛЗУЧЕСТИ

БЛОХ Е. О., СЛЕЗИНГЕР И. Н.

По мере возрастания действующей на стержень нагрузки (вплоть до разрушающих значений) в нем развиваются большие фибровые напряжения, выходящие вначале за предел пластичности, а затем — и прочности. Рассмотрение таких случаев деформации стержня требует учета его сильной физической нелинейности, в ряде случаев — трещинообразования, а при длительном действии нагрузки еще и ползучести, усадки, старения. Задача становится еще более сложной, если стержень — неоднородный, например железобетонный, так как при этом перечисленные выше факторы по-разному сказываются на работе основного материала (бетона) и арматуры. Расчет стержней в указанной постановке требует использования специальной расчетной схемы стержня с переменной по длине и во времени податливостью, сложным образом зависящей от величины, типа и продолжительности действия рассматриваемой нагрузки.

В настоящей статье излагается методика расчета продольно-поперечного изгиба стержней от длительной нагрузки значительной величины, позволяющая учитывать все указанные выше обстоятельства. Она является обобщением методики расчета стержней на действие большой кратковременной нагрузки, описанной в [1].

1. Рассмотрим шарнирно опертый стержень длиной l , нагруженный поперечной нагрузкой $p^0(x)$ и продольными сжимающими силами S , приложенными с эксцентриситетом e_0 в момент времени t_0 . Если податливость сечений такого стержня переменная и зависит не только от положения сечения и уровня действующей нагрузки, но и от возраста материала t_0 и момента наблюдения t , то расчет его сводится к интегрированию следующей краевой задачи ($\tau = (t, t_0, t - t_0)$):

$$y''(x, \tau) = -\{B[M(x, \tau), S, \tau]M(x, \tau) + B^*[M(x, \tau), S, \tau]S\} \quad (1.1)$$

$$M(x, \tau) = M^0(x) + S y(x, \tau) \quad M^{0''}(x) = -p^0(x) \quad (1.2)$$

$$y(0, \tau) = y(l, \tau) = 0, \quad M^0(0) = M^0(l) = S e_0 \quad (1.3)$$

В уравнении (1.1) $B[M(x, \tau), S, \tau]$ — основное слагаемое, учитывающее влияние на кривизну изогнутой оси стержня изгибающих моментов, а $B^*[M(x, \tau), S, \tau]$ — дополнительное слагаемое, учитывающее непосредственное влияние на кривизну сжимающих сил S . Оно необходи-

мо для возможности расчета неоднородных (железобетонных) стержней.

Далее полагаем, что

$$y(x, \tau) = \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k(\tau) \xi^k, \quad \rho^0(x) = \rho l_0^{-2} M_0 \sum_{k=0}^{\infty} \alpha_k^0 \xi^k, \quad \xi = l_0^{-1} x \quad (1.4)$$

где l_0, M_0 —произвольные константы, имеющие размерность длины и момента; ρ —безразмерный параметр уровня загрузки; $\beta_k(\tau), \alpha_k^0$ —безразмерные коэффициенты. С учетом длительного характера деформирования для B и B^* принимаем ($\psi_0(\tau)=1$):

$$\begin{aligned} B[M(x, \tau), S, \tau] &= \sum_{r=0}^R B_r[M(x, \tau), S] \psi_r(\tau) \\ B^*[M(x, \tau), S, \tau] &= \sum_{r=0}^R B_r^*[M(x, \tau), S] \psi_r(\tau) \end{aligned} \quad (1.5)$$

где $\psi_r(\tau)$ —характеристики ползучести материала. Заметим, что представление (1.5) дает возможность применять излагаемую методику расчета при использовании различных теорий ползучести.

Аналогично случаю кратковременных нагрузок [1] считаем, что

$$\begin{aligned} B_r[M(x, \tau), S] &= l_0^{-1} M_0^{-1} \sum_{n=0}^{\infty} \eta_{r,n}(\chi) \varphi_n[\bar{\zeta}(x, \tau)], \quad B_r^*[M(x, \tau), S] = \\ &= M_1^{-1} \sum_{n=0}^{\infty} \eta_{r,n}^*(\chi) \varphi_n[\bar{\zeta}(x, \tau)], \quad \chi = l_0 M_0^{-1} S, \quad \bar{\zeta} = M_0^{-1} M \end{aligned} \quad (1.6)$$

Безразмерные коэффициенты $\eta_{r,n}(\chi)$ и $\eta_{r,n}^*(\chi)$ целесообразнее определять с помощью метода наименьших квадратов, дающего хорошее приближение B_r и B_r^* внутри заданного интервала $[\bar{\zeta}_-, \bar{\zeta}_+]$ при любых предельных значениях M_- и M_+ , а в качестве полной системы координатных функций φ_n использовать полиномы Чебышева первого рода T_n от нормированных $\bar{\zeta}$.

С учетом (1.6) соотношения (1.5) легко приводятся к следующим выражениям для податливости:

$$\begin{aligned} B[M(x, \tau), S, \tau] &= l_0^{-1} M_0^{-1} \sum_{n=0}^{\infty} \eta_n(\chi, \tau) T_n[\bar{\zeta}]; \\ B^*[M(x, \tau), S, \tau] &= M_0^{-1} \sum_{n=0}^{\infty} \eta_n^*(\chi, \tau) T_n[\bar{\zeta}] \end{aligned} \quad (1.7)$$

с безразмерными коэффициентами

$$\eta_n(\chi, \tau) = \sum_{r=0}^R \eta_{r,n}(\chi) \psi_r(\tau), \quad \eta_n^*(\chi, \tau) = \sum_{r=0}^R \eta_{r,n}^*(\chi) \psi_r(\tau) \quad (1.8)$$

Повторяя далее выкладки, подробно описанные для случая действия на стержень кратковременных нагрузок в [1], получаем такие соотно-

шения для определения значений коэффициентов $\beta_n(\tau)$ в выражении (1.4) для прогибов ($p=0, 1, 2, \dots$):

$$\beta_i(\tau) = - \sum_{n=2}^{\infty} \beta_n(\tau) \lambda^{n-1}, \quad \lambda = I_0^{-1} I$$

$$\beta_{p+2}(\tau) = \frac{-1}{(p+1)(p+2)} \left\{ \sum_{i=0}^p \theta_i[\beta_n(\tau)] \gamma_{p-i}[\beta_n(\tau)] + \theta_i^*[\beta_n(\tau)] \chi \right\} \quad (1.9)$$

Здесь

$$\theta_i[\beta_n(\tau)] = \sum_{l=0}^{\infty} \gamma_{il}(\chi, \tau) \tau_i^{(l)}[\beta_n(\tau)], \quad \theta_i^*[\beta_n(\tau)] = \sum_{l=0}^{\infty} \gamma_{il}^*(\chi, \tau) \tau_i^{(l)}[\beta_n(\tau)], \quad i=0, 1, \dots \quad (1.10)$$

а $\gamma_{p-i}[\beta_n(\tau)]$ и $\tau_i^{(l)}[\beta_n(\tau)]$ — коэффициенты разложений в степенные ряды функций $M(x, \tau)$ и $T_n[\tau]$. Правила их вычисления указаны в [1].

Соотношения (1.9) представляют собой сложную систему нелинейных алгебраических уравнений относительно искоемых значений коэффициентов $\beta_n(\tau)$. Решение ее может быть выполнено только численно с применением метода последовательных приближений по следующей схеме: для ряда конкретных значений τ_k по опытным или теоретическим данным определяем податливости B и B^* ; затем аппроксимируем их с помощью (1.7), определяя коэффициенты разложения $\gamma_n(\chi, \tau)$ и $\gamma_n^*(\chi, \tau_k)$ по (1.8); далее выполняем интегрирование основного уравнения (1.1) путем решения уравнений (1.9) так, как это описано для случая кратковременного действия нагрузки в [1]. В итоге, рассмотрев различные τ_k , получим значения перемещений, величина которых зависит как от уровня приложенных нагрузок, так и от продолжительности их действия.

2. Остановимся подробнее на способах нахождения податливостей B и B^* . Так как для практических расчетов в соотношениях (1.5) обычно достаточно ограничиться только двумя первыми членами, далее речь идет только о коэффициентах B_0, B_1, B_0^*, B_1^* и о характеристике ползучести $\varphi_1(\tau)$. Указанные величины определяются для однородных (пластмассовых, металлических) и неоднородных (железобетонных) стержней по-разному.

А. При рассмотрении стержней из пластмасс можно считать, что $B_0^* = B_1^* = 0$, а B_0 и B_1 находить по формулам [2, 3]:

$$B_0 = \{r[M, S]M\}^{-1}, \quad B_1 = (EJ\epsilon^0)^{-1} \quad (2.1)$$

где r — радиус кривизны стержня, E — модуль упругости материала, J — момент инерции поперечного сечения, ϵ^0 — коэффициент продольного изгиба. Для нахождения $r[M, S]$ необходимо использовать соотношения

$$r^2 \int_{\epsilon_0 - h_1/r}^{\epsilon_0 + h_2/r} f(\epsilon) \varphi(\epsilon) (\epsilon - \epsilon_0) d\epsilon = M, \quad \int_{\epsilon_0 - h_1/r}^{\epsilon_0 + h_2/r} f(\epsilon) \varphi(\epsilon) d\epsilon = S \quad (2.2)$$

В (2.2): ε_0 — деформация среднего волокна стержня; $h = h_1 + h_2$ — высота сечения стержня; $b = \varphi(z)$ — его ширина; $f(\varepsilon)$ — функция, определяющая зависимость между нормальными напряжениями σ и удлинениями ε для рассматриваемого материала. В частных случаях, когда $\varphi(z) = \text{const}$ и $f(\varepsilon)$ — простого (кусочно-линейно, степенного и т. п.) вида, интегралы (2.2) могут быть взяты в аналитической форме. В более же общих случаях, когда функции $\varphi(z)$ и $f(\varepsilon)$ — произвольны, интегралы (2.2) можно найти лишь численно с использованием каких-нибудь квадратурных формул. Порядок вычислений при этом следующий: фиксируем некоторую величину S ; задаемся значением r и подбираем такое значение ε_0 , при котором оказывается удовлетворенным второе соотношение (2.2); при заданном r и найденном ε_0 вычисляем с помощью первого соотношения (2.2) соответствующую величину M . Повторяя эти действия для ряда значений r , находим зависимость между r и M для фиксированного значения S . С помощью первого соотношения (2.1) переходим к зависимости между B_0 и M .

Характеристика ползучести для пластмассовых стержней может быть принята в виде

$$\psi_1(\tau) = [E_{vp}(t_0)(1 - m_0)]^{-1} E_{vp} \left[1 - m_0 \exp\left(-\frac{E_{vp}}{\gamma_1} \tau\right) \right] \quad (2.3)$$

где E_{vp} — временный модуль деформаций, который при нелинейной зависимости между напряжениями и деформациями определяется как произведение касательного модуля и временного деформационного коэффициента n_{vp} ; m_0 — коэффициент участия вязкой фазы в восприятии внешней нагрузки; γ_1 — коэффициент внутреннего трения. Подробно правила вычисления этих величин, а также коэффициента ξ^n , изложены в [3].

Б. Для металлических стержней коэффициенты податливости B_0 , B_1 ($B_0^* - B_1^* = 0$) могут быть вычислены так же, как и для пластмассовых стержней с помощью первого соотношения (2.1) и (2.2). При этом для определения B_0 необходимо использовать в качестве $f(\varepsilon)$ кривые мгновенного деформирования материала (при $t = t_0$), а для нахождения величины B_1 целесообразнее всего использовать известные зависимости между напряжениями и деформациями

$$\sigma(\varepsilon, \tau) = \bar{f}(\varepsilon) \psi(\tau) \quad (2.4)$$

основанные на предположении о подобии синхронных кривых [4]. В (2.4) $\bar{f}(\varepsilon)$ — условные усредненные кривые мгновенного деформирования, учитывающие разброс опытных данных по ползучести на начальных участках деформирования. В качестве характеристики ползучести $\psi_1(\tau)$ берется величина, обратная коэффициенту подобия [4]

$$[\psi(\tau)]^{-1} = 1 + a\tau^\beta \quad (2.5)$$

Для каждого вида металла постоянные a и β , а также функции $\bar{f}(\varepsilon)$ находятся путем обработки кривых ползучести.

В. При расчете железобетонных элементов по наследственной теории старения бетона величины податливостей могут быть вычислены, например, по формулам, приведенным в [5]:

$$\begin{aligned}
 B_0 &= \{E_b(t_0) J_{red} [1 + \mu \rho_1 \alpha(t_0)]\}^{-1}, \quad B_1 = B_0^* = B_1^* = 0 \quad \text{при } M \leq M_{cr}, t = t_0 \\
 B_0 &= B_1 = [E_b J_{red} (1 + \mu \rho_1 \alpha)]^{-1}, \quad B_0^* = B_1^* = 0 \quad \text{при } M \leq M_{cr}, t > t_0 \\
 B_0 &= [A_s E_s h_0 z(t_0)]^{-1} \psi_s(t_0) + \{[\gamma(t_0) + \xi(t_0)] b h_0^2 v(t_0) E_b(t_0) z(t_0)\}^{-1} \psi_b(t_0) \\
 B_0^* &= -(A_s E_s h_0)^{-1} \psi_s(t_0), \quad B_1 = B_1^* = 0 \quad \text{при } M > M_{cr}, t = t_0 \\
 B_0 &= (A_s E_s h_0 z)^{-1} \psi_s + \{(\gamma + \xi) b h_0^2 v E_b z\}^{-1} \psi_b, \quad B_1 = (A_s E_s)^{-1} \\
 B_0^* &= -(A_s E_s h_0)^{-1} \psi_s, \quad B_1^* = -(A_s E_s z)^{-1} \quad \text{при } M > M_{cr}, t > t_0 \quad (2.6)
 \end{aligned}$$

где $E_b(t_0)$, E_b — модули упругомгновенных деформаций стареющего и старого бетонов; $\alpha(t_0)$, α — отношение средних модулей деформации арматуры к модулям упругомгновенных деформаций стареющего и старого бетонов; μ — коэффициент, определяющий армирование; J_{red} — момент инерции приведенного сечения элемента относительно его центра тяжести; b , h_0 — ширина бетонного сечения и расстояние от обобщенного слоя армирования до поверхности бетона; M_{cr} — момент трещинообразования; E_s , A_s — модуль деформации и площадь поперечного сечения арматуры; ρ_1 — параметр геометрии поперечного сечения арматуры; ψ_s , ψ_b — коэффициенты из теории В. И. Мурашева; v — коэффициент, учитывающий быструю протекающую ползучесть сжатой зоны с высотой x^* . В качестве $\psi_1(\tau)$ в этом случае могут быть использованы зависимости

$$\psi_1(\tau) = H_{sc}(\tau) \quad \text{при } M \leq M_{cr}; \quad \psi_1(\tau) = \{[h_0 - x^*(\tau)] z(\tau)\}^{-1} \psi_s(\tau) \quad \text{при } M > M_{cr} \quad (2.7)$$

Здесь $H_{sc}(\tau)$ — коэффициент затухания напряжений в арматуре вследствие ползучести. Правила вычисления остальных величин, входящих в (2.6) и (2.7), указаны в [5, 6].

При использовании нелинейного варианта теории стареющей наследственности Н. Х. Арутюняна — Г. Н. Маслова, распространенной на случай нелинейности упруго-мгновенных деформаций, величины податливости железобетонного стержня могут вычисляться по формулам, приведенным в [7]:

$$\begin{aligned}
 B_0 &= [\beta'_s E_s A_s (q_0 - a')^2]^{-1} + [\beta_s F_s A_s (h_0 - q_0^2)]^{-1} \psi_s \\
 B_1 &= \left| \frac{b x^2}{12} + b x \left(q_0 - \frac{x}{2} \right)^2 \right|^{-1}; \quad B_0^* = B_1^* = 0 \quad (2.8)
 \end{aligned}$$

В (2.8): β_s , β'_s — функции нелинейности деформирования растянутой и сжатой арматуры соответственно. В качестве характеристики ползучести при этом используют выражение

$$\psi_1(\tau) = [E_b^{int}(\tau)]^{-1} \quad (2.9)$$

где $E_b^{int}(\tau)$ — интегральный модуль деформаций [7].

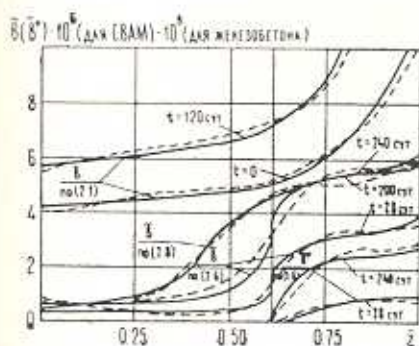
Заметим, что в литературе приводятся различные формулы типа (2.6) — (2.9), позволяющие выполнять нелинейный расчет железобетонных стержней с применением и других теорий ползучести.

3. Для практических расчетов стержней на продольно-поперечный изгиб с учетом длительных деформаций на основе описанного выше алгоритма была составлена специальная программа на языке PL/1 для ЭВМ типа ЕС. С ее помощью были выполнены расчеты нескольких серий однородных и неоднородных стержней. В числе однородных рассматривались элементы конструкций из стеклопластика СВМ, алюминиевого сплава Д16-Т и хромоникелевого сплава, а в числе неоднородных — различные железобетонные стержни. Для стержневых элементов из композитных материалов и сплавов принимались прямоугольные, тавровые и двутавровые сечения с моментом инерции $J = (600 \div 4000) \text{ см}^4$; длина стержней подбиралась таким образом, чтобы их гибкость находилась в пределах от 50 до 70. Физико-механические и геометрические параметры железобетонных элементов (прямоугольного сечения) принимались в пределах: $E_b = (27,0 \div 40,0) 10^3 \text{ МПа}$; $R_{b,ser} = (6,0 \div 22,5) \text{ МПа}$; $R_{s,ser} = (210 \div 340) \text{ МПа}$; $l = (100 \div 800) \text{ см}$; $b = (10 \div 50) \text{ см}$; $h = (12 \div 60) \text{ см}$; $\mu = 0,00056 \div 0,0023$; $t_0 = 28 \text{ сут.}$; $t = (t_0 \div 500) \text{ сут.}$ Поперечная нагрузка, действующая на стержень, считалась всегда равномерно распределенной, а продольные силы прикладывались центрально и с эксцентриситетом относительно центра тяжести приведенного сечения величиной $e = h_0^{-1} e_0 = 0,008 \div 0,45$. Параметры поперечной и продольной нагрузок измерялись степенями в пределах: для однородных стержней — $\rho = 5,0 \div 60,0$; $\chi = 2,0 \div 25,0$; для неоднородных — $\rho = 0,1 \div 5,0$; $\chi = 0,5 \div 30,0$.

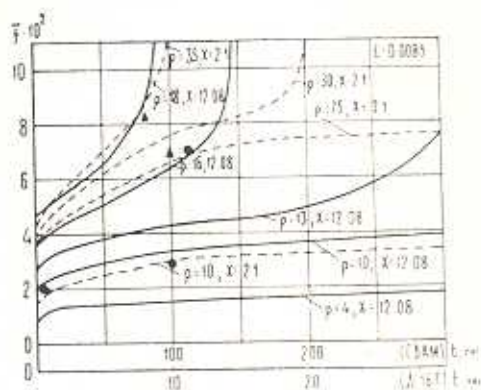
Податливости B_0 , B_1 для пластмассовых и металлических элементов вычислялись по формулам (2.1), (2.2) и (2.4). При этом использовались действительные диаграммы деформирования соответствующих материалов на сжатие и растяжение. Для вычисления интегралов, входящих в (2.2), применялись формулы Симпсона и трапеций с числом делений интервала интегрирования $[\varepsilon_-, \varepsilon_+]$ $p = 20 \div 40$ (при $t = t_0$) и $p = 100$ (при $t > t_0$) при любых значениях предельных фибровых деформаций ε_- и ε_+ . Податливости B_0 , B_1 и B_0^* , B_1^* для железобетонных стержней определялись по соотношениям (2.6), (2.8).

Функция ползучести принималась в зависимости от вида материала по формулам (2.3), (2.5), (2.7) и (2.9). Количество узловых точек деления интервала $[\tau_-, \tau_+]$ изменялось от 10 до 50; число базисных функций, входящих в выражения (1.7) для суммарных податливостей $B[M(x, \tau), S, \tau]$ и $B^*[M(x, \tau), S, \tau]$, колебалось в пределах от 3 до 5 (большее число членов на этапах значительных пластических деформаций при мгновенном приложении нагрузки и деформаций ползучести).

На фиг. 1 представлены кривые податливостей $\bar{B} = l_0 M_0 (B_0 + B_1 \psi_1)$ для стержня из стеклопластика СВМ, вычисленные по формулам (2.1), (2.3) и $\bar{B}, \bar{B}^* = M_0 (B_0^* + B_1^* \psi_1)$ железобетонного стержня, построенные по соотношениям (2.6), (2.8) (сплошные линии). Из графиков видно, что наличие ползучести приводит к тому, что податливости сечений сжатой изогнутого стержня возрастают со временем, а также то, что с помощью математической модели (1.7) получается достаточно точная их аппроксимация (прерывистые линии) в любой момент наблюдения t .



Фиг. 1

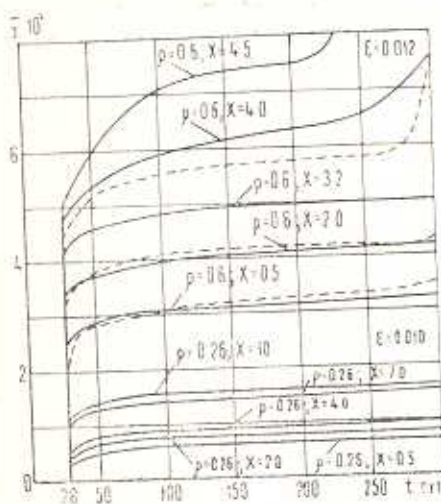


Фиг. 2

На фиг. 2 изображены диаграммы развития во времени безразмерного перемещения среднего сечения $\bar{f} = l_0^{-1} y(l/2, \tau)$ ряда стержней из стеклопластика СВМ (сплошная линия) и алюминия Д-16Т (пунктирная линия) при фиксированных продольных силах и различных поперечных нагрузках. Характер кривых говорит о том, что при низких уровнях поперечной нагрузки ($\rho = 4; 10$) влияние продольных сил не заметно. С ростом поперечной нагрузки это влияние становится значительнее, увеличивается скорость деформаций во времени. И наконец, в определенный момент времени при некоторых комбинациях ρ и χ наступает резкое увеличение прогибов, свидетельствующее об исчерпании несущей способности элемента (в смысле резкого увеличения скорости деформирования). Диаграммы, приведенные на фиг. 2, отличаются по характеру для различных материалов, т. к. отражают особенности ползучести каждого из них.

На фиг. 3 приведены кривые $\bar{f}-t$ одного из железобетонных стержней, рассчитанного по соотношениям (2.6) (сплошные линии) и по соотношениям (2.8) (прерывистые линии). Они показывают, как происходит развитие перемещений элемента во времени при двух уровнях поперечной нагрузки $\rho = 0,26; 0,6$ и различных продольных сжимающих силах S . Из этих диаграмм следует, что ползучесть значительно влияет на величину прогибов. Уже при $\rho = 0,26$ через 300 суток с момента загрузки стержня они увеличиваются в 1,5—1,8 раз. При

большей продолжительности действия нагрузки за счет деформаций ползучести зона упругой работы бетона и арматуры уменьшается, увеличивается упругопластическая и пластическая стадия работы конструкций, что приводит к лавинообразному изростанию перемещений ($\rho=0,6$; $\chi=4,5 \div 5,33$). Естественно, что этот эффект увеличивается и с ростом χ .



Фиг. 3

Достоверность описанных выше результатов расчета проверялась сравнением с опытными данными, приведенными в [8, 9]. Эти данные нанесены на фиг. 2 значками: \blacktriangle — опыты Н. Г. Торшенова; \bullet — опыты А. Салли. Хорошее совпадение результатов вычислений с опытами позволяет сделать вывод, что с помощью предложенной методики можно выполнить с достаточной точностью подробное исследование поведения различных стержневых элементов при длительном действии на них произвольного сочетания продольных и поперечных нагрузок на всем диапазоне их загрузки.

LONGITUDINAL TRANSVERSE BENDING OF RODS WITH REGARD TO HIGH PHYSICAL NON-LINEARITY AND CREEP

E. O. BLOKH, I. N. SLEZINGER

Հողերի ընդունական-երկայնական սոսիսը սողքի եվ ուժեղ
Ֆեզրուական ոջ Գեւանութեան շաշվանոսմով

Ե. Օ. Բլոխ, Ի. Ն. Սլեզինգեր

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Աշխատանքում շարադրվում է Հողերի հաշվարկման հատուկ մեթոդ՝ բևանավորման երկարատև ազդեցության դեպքում, որը հաշվի է առնվում կա-

սուցվածքների նյութի լարվածային դեֆորմացիան վիճակի անալիսի առանձնահատկություններ, ինչպիսիք են հարերի առաջացումը, ակնթարթային դեֆորմացիան ու գծայնությունը, ձերացումը, սողրը:

ЛИТЕРАТУРА

1. Слезингер Н. П., Блох Е. О. Расчет стержней с податливостью, зависящей от нагрузки.—Строительная механика и расчет сооружений, 1985, №4, с. 24—28.
2. Тимошенко С. Л., Гере Дж. Механика материалов.—М.: Мир, 1976. 669 с.
3. Иванов А. М. и др. Применение пластмасс в стрелительных конструкциях и частях зданий.—М.: Высшая школа, 1965, 290 с.
4. Работнов Ю. И. Ползучесть элементов конструкций.—М.: Наука, 1966. 752 с.
5. Прокопович Н. Е., Зедгенидзе В. А. Прикладная теория ползучести. М.: Стройиздат, 1980. 240 с.
6. Прокопович Н. Е. Влияние длительных процессов на напряженное и деформированное состояние сооружений.—М.: Стройиздат, 1963, 260 с.
7. Бондаренко В. М. Некоторые вопросы нелинейной теории железобетона. Харьков: Харьковский госуниверситет, 1982. 240 с.
8. Салли А. Ползучесть металлов и жаропрочные сплавы.—М.: Оборонгиз, 1953. 291 с.
9. Торшеница Н. Г. Ползучесть алюминиевого сплава Д—16Т при сжатии.—ПМТФ, 1961, №6, с. 1021—1026.

Одесский инженерно-строительный институт

Поступила в редакцию
23.II.1988