

Ep. 6.7
467

ISSN 0136-3549
0203-7343

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

467

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'79

ТЕОРИЯ
И РАСЧЕТ
ТОНКОСТЕННЫХ
И ПРОСТРАНСТВЕННЫХ
КОНСТРУКЦИЙ



Строительные конструкции XIX

Ep. 6.7

**ТРИ
'79**

467

TALLINNA POLÛTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.01/04



ТЕОРИЯ
И РАСЧЕТ
ТОНКОСТЕННЫХ
И ПРОСТРАНСТВЕННЫХ
КОНСТРУКЦИЙ

Строительные конструкции XIX



Х.Х. Лаул, М.Х. Лейбур, Ю.И. Таккер

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВНУТРЕННЕЙ СИЛЫ В ЗАТЯЖКЕ ГИПАРА
МЕТОДОМ АППРОКСИМАЦИИ СДВИГАЮЩИХ СИЛ

При определении внутренней силы в затяжке исходим из условия равновесия $\sum Y = 0$ узла А или С (фиг. I).

Усилие в затяжке от перенаправляющих сил бортового элемента выражается в виде

$$H_0 + \Delta H_0 = \gamma_0 (a_1 - a_2), \quad (I)$$

где γ_0 вычисляется по методике статьи [I].

Сдвигающие силы в любой точке поперечного сечения гипара находим

$$S_i = \frac{\xi_i Q_x}{q_x + q''}. \quad (2)$$

Для горизонтальных и вертикальных составляющих сдвигающих сил имеем

$$S_{i,r} = S_i \cos \varphi_i, \quad S_{i,b} = S_i \sin \varphi_i. \quad (3)$$

Из уравнений (2) и (3) после аппроксимации ξ_i для криволинейной части гипара имеем:

$$S_{i,b} = \frac{Q_x}{q_x + q''} \left(a_1 \frac{\varphi}{\varphi_0} + a_1 \sin \frac{\pi \varphi}{\varphi_0} + a_2 \sin \frac{3\pi \varphi}{2\varphi_0} \right) \sin \varphi_i, \quad (4)$$

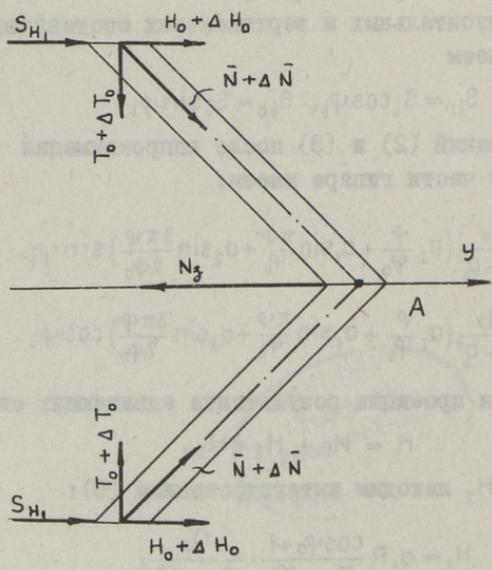
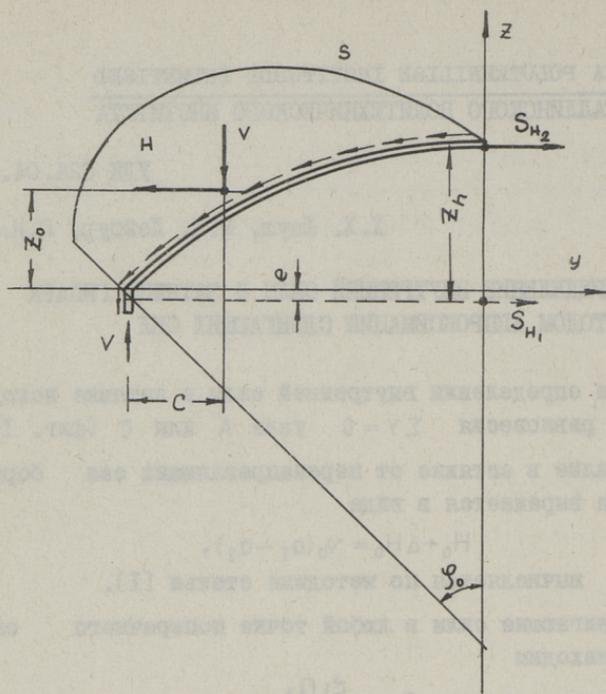
$$S_{i,r} = \frac{Q_x}{q_x + q''} \left(a_1 \frac{\varphi}{\varphi_0} + a_1 \sin \frac{\pi \varphi}{\varphi_0} + a_3 \sin \frac{3\pi \varphi}{2\varphi_0} \right) \cos \varphi_i. \quad (5)$$

Горизонтальная проекция результата сдвигающих сил

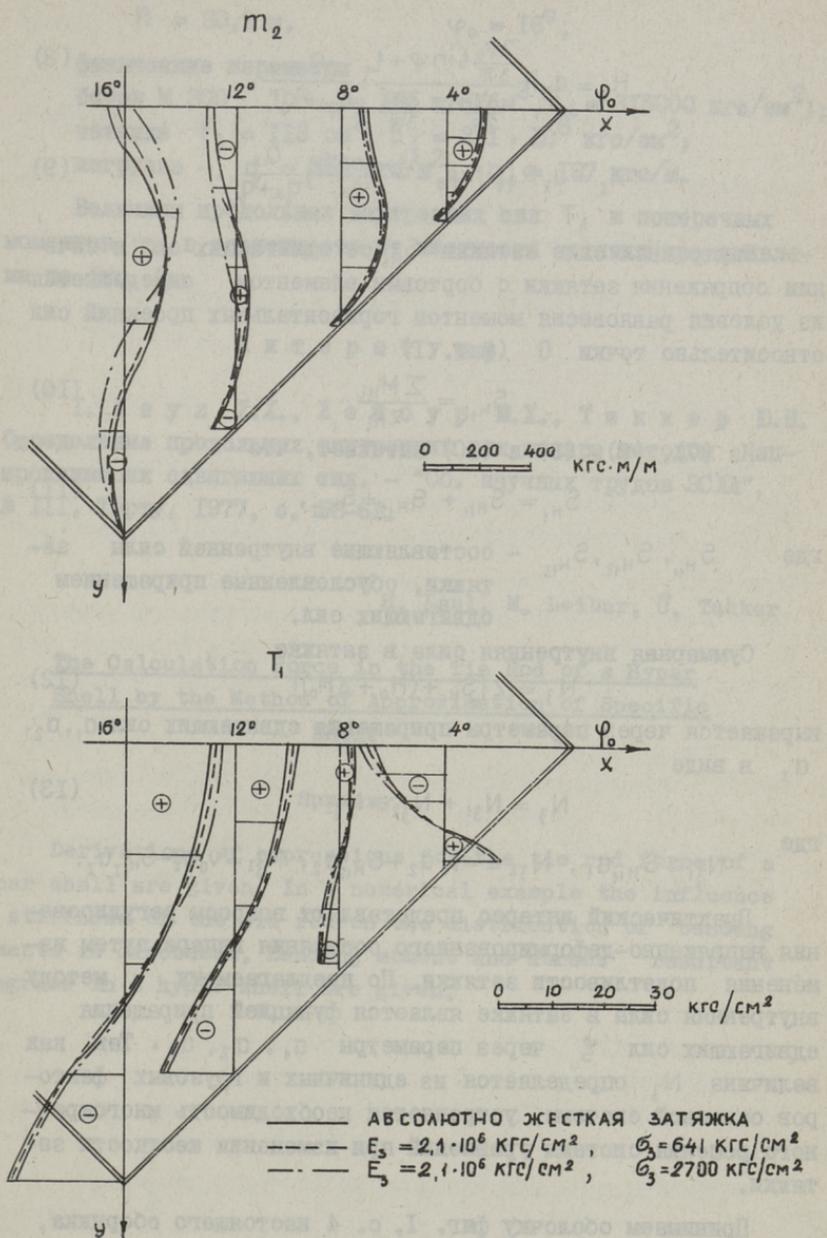
$$H = H_1 + H_2 + H_I, \quad (6)$$

где H_1, H_2 и H_I находим интегрированием (5):

$$H_1 = a_1 R \frac{\cos \varphi_0 + 1}{\frac{\pi}{\varphi_0} - \frac{\varphi_0}{\pi}} \cdot \frac{Q_x}{q_x + q''}, \quad (7)$$



Фиг.1.



Фиг. 2.

$$H_2 = a_2 R \frac{2\varphi_0 \sin \varphi + 1}{\frac{3\pi}{2\varphi_0} - \frac{2\varphi_0}{3\pi}} \cdot \frac{Q_x}{q_x + q''}, \quad (8)$$

$$H_I = a_I R \left(\sin \varphi_0 - \frac{1 - \cos \varphi_0}{\varphi_0} \right) \frac{Q_x}{q_x + q''}. \quad (9)$$

Внутренняя сила затяжки S_{H_i} от сдвигающих сил в сечении сопряжения затяжки с бортовым элементом определяется из условия равновесия моментов горизонтальных проекций сил относительно точки 0 (фиг. I)

$$S_{H_i} = \frac{\sum M_{H_i}}{z_{H_i}}. \quad (10)$$

Из (7), (8), (9) и (10) вытекает, что

$$S_{H_1} = S_{H_{11}} + S_{H_{12}} + S_{H_{1I}}, \quad (11)$$

где $S_{H_{11}}, S_{H_{12}}, S_{H_{1I}}$ — составляющие внутренней силы затяжки, обусловленные приращением сдвигающих сил.

Суммарная внутренняя сила в затяжке

$$N_3 = 2 [S_{H_1} + (H_0 + \Delta H_0)] \quad (12)$$

выражается через параметры приращения сдвигающих сил a_1, a_2, a_I в виде

$$N_3 = N_{31} + N_{32} + N_{3I}, \quad (13)$$

где

$$N_{31} = S_{H_{11}} a_1, \quad N_{32} = -\gamma_0 a_2 + S_{H_{12}} a_2, \quad N_{3I} = \gamma_0 a_I - S_{H_{1I}} a_I.$$

Практический интерес представляют вопросы регулирования напряженно-деформированного состояния гипара путем изменения податливости затяжки. По предлагаемому методу внутренняя сила в затяжке является функцией приращения сдвигающих сил ξ через параметры a_1, a_2, a_I . Так как величина N_3 определяется из единичных и грузовых факторов основной системы, устраняется необходимость многократного решения системы уравнений при изменении жесткости затяжки.

Принимаем оболочку фиг. I, с. 4 настоящего сборника, со следующими данными:

$$\begin{aligned} a &= 12,0 \text{ м}, & \delta &= 0,06 \text{ м}, \\ f_a &= 2,4 \text{ м}, & \delta_0 &= 0,2 \text{ м}, \\ f_0 &= 1,2 \text{ м}, & b_0 &= 0,44 \text{ м}, \end{aligned}$$

$R = 30,9 \text{ м}$,

$\varphi_0 = 16^\circ$;

Физические параметры -

бетон М 300 ($R_{\text{пр}} = 135 \text{ кгс/см}^2$, $E_{\delta} = 315000 \text{ кгс/см}^2$);

затяжка $F_3 = 113 \text{ см}^2$, $E_3 = 2,1 \cdot 10^6 \text{ кгс/см}^2$;

нагрузка - $q = 355 \text{ кгс/м}^2$, $q_0 = 187 \text{ кгс/м}$.

Величины продольных внутренних сил T_1 и поперечных моментов m_2 в зависимости от жесткости затяжки представлены на фиг. 2.

Л и т е р а т у р а

И. Лаул Х.Х., Лейбур М.Х., Таккер Ю.И.
Определение продольных внутренних сил гипара методом аппроксимации сдвигающих сил. - "Сб. научных трудов ЭСХА", № III, Тарту, 1977, с. 58-61.

H. Laul; M. Leibur, J. Takker

The Calculation Force in the Tie Rod of a Hypar Shell by the Method of Approximation of Specific Shear

Summary

Derivations of expressions for the tie rod force of a hypar shell are given. In a numerical example the influence of stiffness of the tie rod on the distribution of bending moments is discussed. Bending moment and stress resultant diagrams in a hypar shell are given.

Х.Х. Лаул, М.Х. Лейбур, Ю.И. Таккер

РАСЧЕТ КВАДРАТНЫХ В ПЛАНЕ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ
ГИПАРОВВведение

В настоящей работе на основе метода аппроксимации сдвигающих сил [1] предлагается новый инженерный метод расчета квадратных в плане железобетонных гипаров.

При рассмотрении статической работы железобетонных гипаров выявляется, что в отличие от оболочек положительной гауссовой кривизны в железобетонных гипарах уже в ранних стадиях загрузки в направлении вогнутых главных кривизн возникают растягивающие усилия, которые превышают прочность бетона на растяжение. Появляющиеся трещины пересекают большую часть криволинейной поверхности оболочки и развиваются почти до краевых элементов. В результате трещинообразования жесткость поперечных полосок гипара резко снижается и изменяется распределение усилий в сечениях оболочки.

1. Основные положения расчета

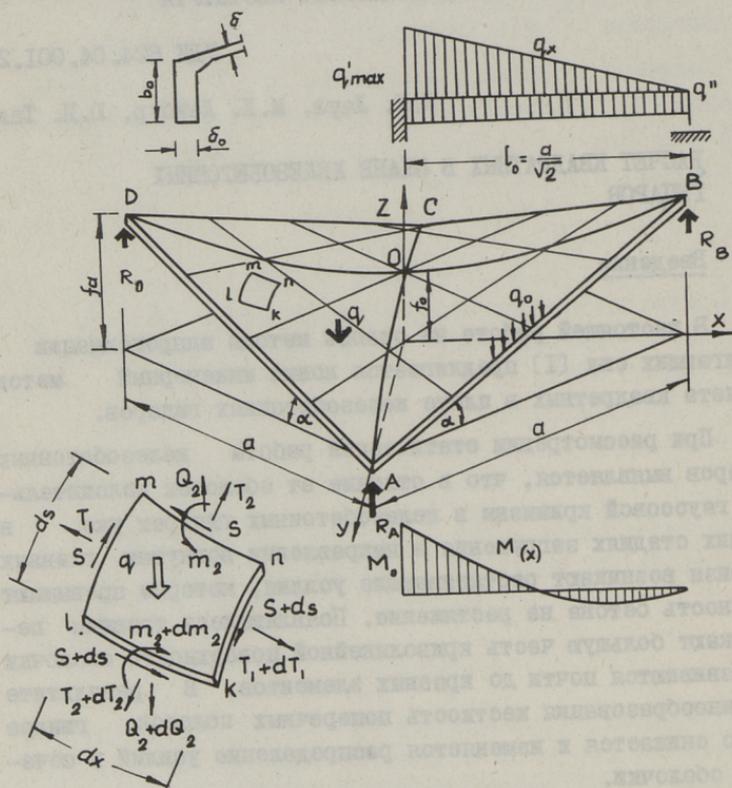
Рассматривается оболочка (фиг. 1), равномерно нагруженная распределенной нагрузкой q на 1 м^2 горизонтальной проекции поверхности криволинейной части и интенсивностью q_0 на 1 м краевого элемента.

Уравнение поверхности оболочки можно представить в виде:

$$z = f_0 - \frac{f_0}{a^2} (y^2 - x^2). \quad (1)$$

В сечениях с пересекающейся трещиной в направлении y конструкция не способна к восприятию поперечных сил Q_y и

моментов m_1 . Этим оправдывается применение т.н. полубезмоментной теории оболочек.



Фиг. 1.

Крутящие моменты m_{12} , как правило, в углах гнара имеют величину порядка m_2 , но вследствие отсутствия расчетной перекрестной арматуры восприятие их в железобетонных гнарах не обеспечено. Усилия Q_1, m_1 и m_{12} на фиг. I не представлены.

Опорные реакции гнара определяются по методу, приведенному в статье [2].

При разработке расчетной схемы вводятся следующие предположки и упрощения:

1. Применяется т.н. полубезмоментная теория оболочек.
2. Отказываются от гипотезы плоских сечений.
3. Выпуклые параболы сечений оболочки заменяются дугами окружности (пологая оболочка).
4. Половина гшара АСВ заменяется статически неопределимой фиктивной балкой переменного сечения (фиг. 1).
5. В поперечных сечениях краевых элементов распределение нормальных напряжений принимается линейным.
6. В упругой стадии статическая работа оболочки рассматривается линейной, а после трещинообразования - кусочно-линейной.

2. Усилия в упругом гшаре

При выводе выражения для внутренних сил T_1 исходным является уравнение равновесия элемента $dx dy$. Далее в расчеты вводится функция нагрузки и продольная сила T_1 выражается функцией приращения сдвигающих сил ξ через параметры a_1, a_2, a_I и a_{II} .

Подробное изложение вывода выражений для T_1 приводится в статье [4].

В расчетах приращение сдвигающих сил, действующих на поперечную полоску единичной ширины (фиг. 2), является центральной величиной и аппроксимируется в следующем виде:

- в криволинейной части

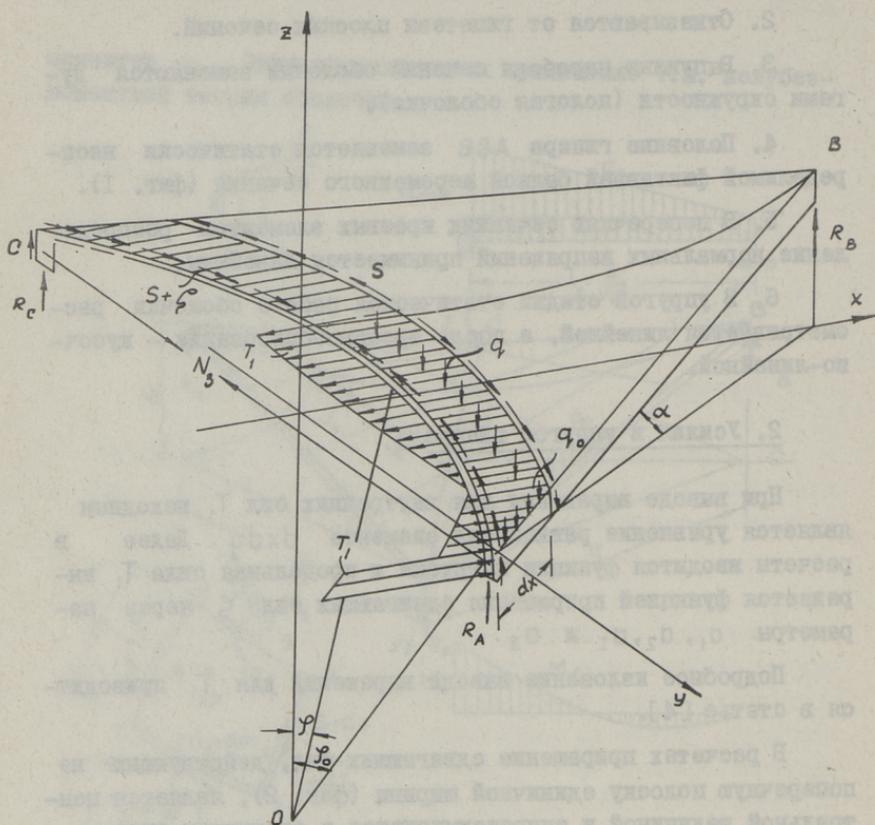
$$\xi = a_I \frac{\varphi}{\varphi_0} + a_1 \sin \frac{\pi \varphi}{\varphi_0} + a_2 \sin \frac{3\pi \varphi}{2\varphi_0}, \quad (2)$$

- в краевых элементах

$$\xi = a_I \left(1 - \frac{b}{b_0}\right) - a_2 \left(1 - \frac{b}{b_0}\right) + a_{II} \frac{4b(b_0 - b)}{b_0^2}. \quad (3)$$

Условие равновесия поперечной полоски в вертикальном направлении (фиг. 2)

$$R \sin \varphi_0 q + q_0 + R a_1 \frac{\sin \varphi_0}{\frac{\pi}{\varphi_0} + \frac{\varphi_0}{\pi}} - a_2 \left[\frac{R \cos \varphi_0}{\left(\frac{3\pi}{2\varphi_0}\right)^2 - 1} + \frac{b_0}{2} \right] + \frac{2}{3} b_0 a_{II} + a_I \left[R \left(\frac{\sin \varphi_0}{\varphi_0} - \cos \varphi_0 \right) + \frac{b_0}{2} \right] = 0. \quad (4)$$



Фиг. 2.

Из условия сходимости продольных напряжений (равно- сильно условию сходимости деформации) на контактной линии краевого элемента и криволинейной части находим

$$\frac{\sigma_{\text{I}}}{s_0} - \frac{\pi \sigma_1}{s_0} = \frac{\delta}{\delta_0} \left(-\frac{\sigma_{\text{I}}}{b_0} + \frac{4\sigma_{\text{II}}}{b_0} + \frac{\sigma_2}{b_0} \right). \quad (5)$$

Выражения (4) и (5) позволяют выразить два параметра σ_{I} и σ_{II} через остальные параметры σ_1 и σ_2 .

Применяя численное интегрирование, получаем потенциальную энергию для одной четверти части гира в виде:

$$\Pi = \frac{l_0}{n} \int_0^{s_{01}} \frac{m_2^2 ds}{2EJ} + \frac{l_0}{n} \int_0^{s_{02}} \frac{m_2^2 ds}{2EJ} + \dots + \frac{l_0}{n} \int_0^{s_{0n}} \frac{m_2^2 ds}{2EJ} +$$

$$\begin{aligned}
 & + \int_0^{l_0/n} dx \int T_1^2(x, s_{01}) / 2E\delta \, ds + \int_0^{l_0/n} dx \int T_1^2(x, s_{02}) / 2E\delta \, ds + \dots \quad (6) \\
 & + \int_0^{l_0/n} dx \int T_1^2(x, s_{0n}) / 2E\delta \, ds + \frac{N_3^2 l_0}{8E_3 F_3}.
 \end{aligned}$$

Независимые параметры a_1 и a_2 определяются из двух условий минимума потенциальной энергии

$$\frac{\partial \Pi}{\partial a_1} = 0 \quad \text{и} \quad \frac{\partial \Pi}{\partial a_2} = 0. \quad (7)$$

Поперечные изгибающие моменты m_2 , продольные внутренние силы T_1 и усилие в затяжке N_3 определяются из выражений:

$$\begin{aligned}
 m &= \bar{M}_0 + \bar{m}_1 a_1 + \bar{m}_2 a_2; \\
 T_1 &= \bar{T}_0 + \bar{T}_{11} a_1 + \bar{T}_2 a_2 \\
 N_3 &= \bar{N}_{30} + \bar{N}_{31} a_1 + \bar{N}_{32} a_2.
 \end{aligned}$$

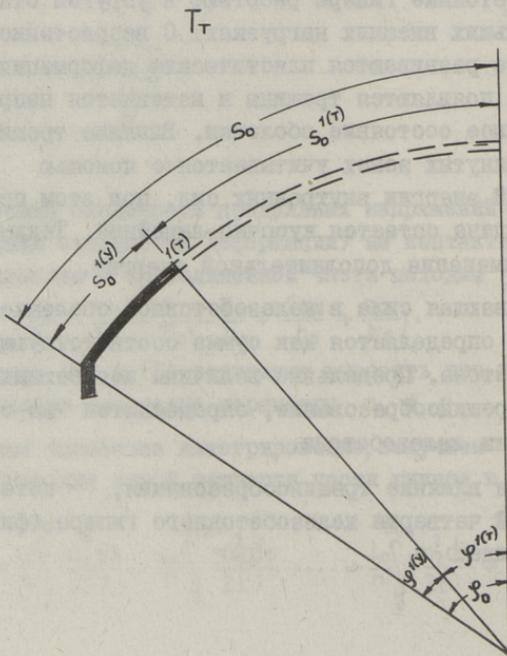
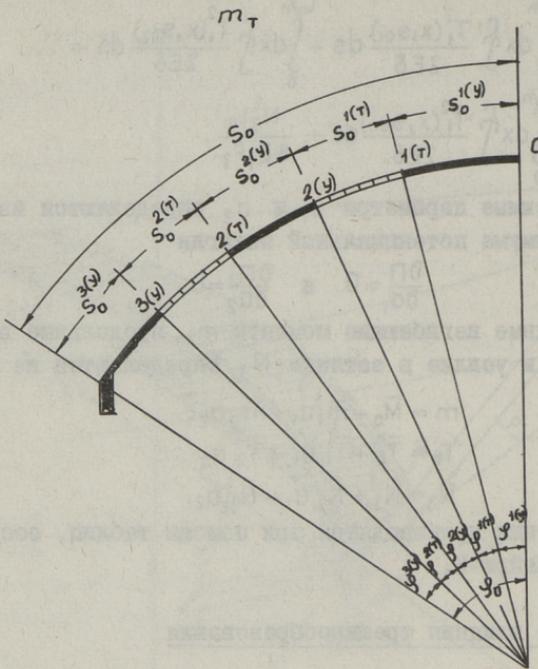
Вычисления производятся при помощи таблиц, составленных на ЭЕМ Найри-К.

3. Учет влияния трещинообразования

Железобетонные гирары работают в упругой стадии только при небольших внешних нагрузках. С возрастанием нагрузки в оболочке развиваются пластические деформации - в растянутой зоне появляются трещины и изменяется напряженно-деформированное состояние оболочки. Влияние трещинообразования в растянутых зонах учитывается с помощью выражений потенциальной энергии внутренних сил, при этом предполагается, что задача остается кусочно-линейной. Таким образом избегают применения дополнительной энергии.

Растягивающая сила в железобетонной оболочке до появления трещин определяется как сумма соответствующих сил арматуры и бетона. Предельные величины изгибающих моментов, вызывающих трещинообразование, определяются на основе известной теории железобетона.

Учитывая влияние трещинообразования, потенциальная энергия одной четверти железобетонного гирара (фиг. 3) выражается в виде:



Фиг. 8.

$$\begin{aligned}
\Pi = & \frac{l_0}{n} \left[\int_0^{s_{01}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} + \int_{s_{01}^{(y)}}^{s_{01}^{(\tau)}} \frac{m^2 ds}{2 B(\tau)} + \int_{s_{01}^{(\tau)}}^{s_{01}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} + \int_{s_{01}^{(y)}}^{s_{01}^{(\tau)}} \frac{m^2 ds}{2 B(\tau)} + \right. \\
& + \int_{s_{01}^{(y)}}^{s_{02}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} + \int_0^{s_{02}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{2 B(\tau)} + \int_{s_{02}^{(y)}}^{s_{02}^{(\tau)}} \frac{m^2 ds}{2 B(\tau)} + \int_{s_{02}^{(y)}}^{s_{02}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} + \int_{s_{02}^{(y)}}^{s_{02}^{(\tau)}} \frac{m^2 ds}{2 B(\tau)} + \\
& + \int_{s_{02}^{(y)}}^{s_{0n}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} + \dots + \int_0^{s_{0n}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} + \int_{s_{0n}^{(y)}}^{s_{0n}^{(\tau)}} \frac{m^2 ds}{2 B(\tau)} + \int_{s_{0n}^{(y)}}^{s_{0n}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} + \int_{s_{0n}^{(y)}}^{s_{0n}^{(\tau)}} \frac{m^2 ds}{2 B(\tau)} + \\
& \left. + \int_{s_{0n}^{(y)}}^{s_{0n}^{(y)}} \frac{m^2 ds}{1,7 B(y)} \right] + \int_0^{l_0/n} dx \int \frac{T_{1\tau}^2(x, s_{01}^{(\tau)})}{2 E_a F_a} + \int_0^{l_0/n} dx \int \frac{T_1^2(x, s_{01}^{(y)})}{2 E_\sigma \delta} + \\
& + \int_0^{l_0/n} dx \int \frac{T_{1\tau}^2(x, s_{02}^{(\tau)})}{2 E_a F_a} + \int_0^{l_0/n} dx \int \frac{T_1^2(x, s_{02}^{(y)})}{2 E_\sigma \delta} + \int_0^{l_0/n} dx \int \frac{T_{1\tau}^2(x, s_{0n}^{(\tau)})}{2 E_a F_a} + \\
& + \int_0^{l_0/n} dx \int \frac{T_1^2(x, s_{0n}^{(y)})}{2 E_\sigma \delta} + \frac{N_3^2 l_0}{8 E_3 F_3},
\end{aligned}$$

где $B(y) = EJ$ — жесткость единичной полоски в упругой стадии;

$B(\tau)$ — соответствующая жесткость единичной полоски с учетом влияния трещин;

$T_{1\tau} = \frac{T_1}{\psi_a}$ — средняя расчетная продольная сила в арматуре.

Независимые параметры α_1 и α_2 определяются из двух условий минимума потенциальной энергии.

Усилия в гипаре определяются по методике, приведенной для упругой стадии гипаров.

Л и т е р а т у р а

1. Л а у л Х.Х. Применение метода Кастильяно-Ритца к расчету длинных цилиндрических оболочек. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 33.

2. Л е й б у р М.Х., Т а к к е р Ю.И. Определение опорных реакций квадратных в плане гипаров. — "Сб. научных трудов ЭСХА", № 94, Тарту, 1974, с. 51-54.

3. Лаул Х.Х., Лейбур М.Х., Таккер Ю.И. О расчете гипаров. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1975, № 394, с. II-18.

4. Лаул Х.Х., Лейбур М.Х., Таккер Ю.И. Определение продольных внутренних сил гипара методом аппроксимации сдвигающих сил. — "Сб. научных труда ЭСХА", № III, Тарту, 1976, с. 58-62.

5. Таккер Ю.И. Расчет квадратных в плане железобетонных гипаров с применением метода аппроксимации сдвигающих сил. Автореферат на соискание ученой степени кандидата технических наук. Таллин, 1977.

H. Laul, M. Leibur, Ü. Takker

A Design Method for Concrete
Square Hypar Shells

Summary

A simplified method based on the method of approximation of specific shear for the design of reinforced concrete square hypar shells bounded by straight edge beams is presented. The procedure for the calculation of elastic shells is given and the influence of crack formation on the value and distribution of bending moments and stress resultants in hypar shells is discussed.

$$q_1 R \alpha_0 + q_0(x) + \sum_{i=1}^n R \frac{(-1)^{i+1} \sin \varphi}{\frac{i\pi}{\varphi} - \frac{\varphi}{i\pi}} [a_i + f_i(x) a_i^*] +$$

$$+ K_4 b_0(x) [a_0 + \psi(x) a_0^*] + [K_1 b_0(x) + R(1 - \cos \alpha_0) - R(1 - \cos \varphi) -$$

$$- R \left(\frac{\sin \varphi}{\varphi} - \cos \varphi \right) + \gamma(x) \frac{1}{R_1}] [a_1 + \gamma(x) a_1^*] = 0. \quad (1)$$

Условие равенства продольных напряжений (деформаций) по линии соединения криволинейной части и бортового элемента в любом поперечном сечении имеет вид

$$K_6 \sum_{i=1}^n (-1)^i \frac{i\pi}{\alpha_0 R} [a_i + f_i(x) a_i^*] + \frac{K_6}{\alpha_0 R} [a_1 + \gamma(x) a_1^*] =$$

$$= \frac{K_6 \delta}{\delta_0} \left\{ -\frac{1}{b_0(x)} [a_1 + \gamma(x) a_1^*] + \frac{4}{b_0(x)} [a_0 + \psi(x) a_0^*] \right\}. \quad (2)$$

Общее дополнительное условие предельного момента в продольных шарнирах в сечении j для определения зависимых параметров

$$m_j(x) = M_{0j}(x) + \sum_{i=1}^n [m_{ij} + m_{ij}^R(x)] \cdot [a_i + f_i(x) a_i^*] +$$

$$+ K_3 [m_{1j}(x) + m_{1j}^R(x)] \cdot [a_1 + \gamma(x) a_1^*] +$$

$$+ [m_{0j}(x) + m_{0j}^R(x)] \cdot [a_0 + \psi(x) a_0^*] = T_{yj} e \leq m_{\text{упр}j}. \quad (3)$$

K -ое условие минимума потенциальной энергии внутренних сил для четверти оболочки имеет вид

$$\frac{\partial \pi}{\partial a_k} = \frac{6}{\delta_1^3} \int_0^{L/2} dx \int_0^{s_0} m \frac{\partial m}{\partial a_k} ds + \frac{1}{\delta_2} \int_0^{L/2} dx \int_0^{s_0 + b_0(x)} T \frac{\partial T}{\partial a_k} ds = 0. \quad (4)$$

Первый член в условии (4) выражает влияние поперечных изгибающих моментов (4 А), второй член - влияние продольных нормальных сил (4 Б). Функции $f_i(x)$, $\gamma(x)$, $\psi(x)$ выражают изменение продольных нормальных сил в продольном направлении. Коэффициенты K , которые позволяют определить схемы расчета, представлены в таблице I. При этом с модификациями уравнений учитываются и разные влияния дополнительных связей в краевых (бортовых) элементах (отдельностоящая - отсутствуют горизонтальные связи и моменты защемления; внутренняя волна - эти связи существуют; вертикально подпертые бортовые элементы - существуют вертикальные связи). Все эти схемы учитываются разными множителями

расчетных схем в выражениях внутренних сил, в условиях вертикального и горизонтального равновесия и потенциальной энергии.

Т а б л и ц а I

№2	СХЕМА	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5	K_6	ОТРИЦ. КРИВИЗНА	$1/R_1$ ЦИЛИНД.	ПОЛОЖ. КРИВИЗНА	$1/R_2$
1		0,5	0,667	0	0	1	1	< 0	0	> 0	0
2		1	0	1	0	1	0	< 0	0	> 0	0
3		1	0	1	0	1	0	< 0	0	> 0	> 0
4		0,5	0,667	0	1	0	1	< 0	0	> 0	0
5		1	0	1	1	0	0	< 0	0	> 0	0

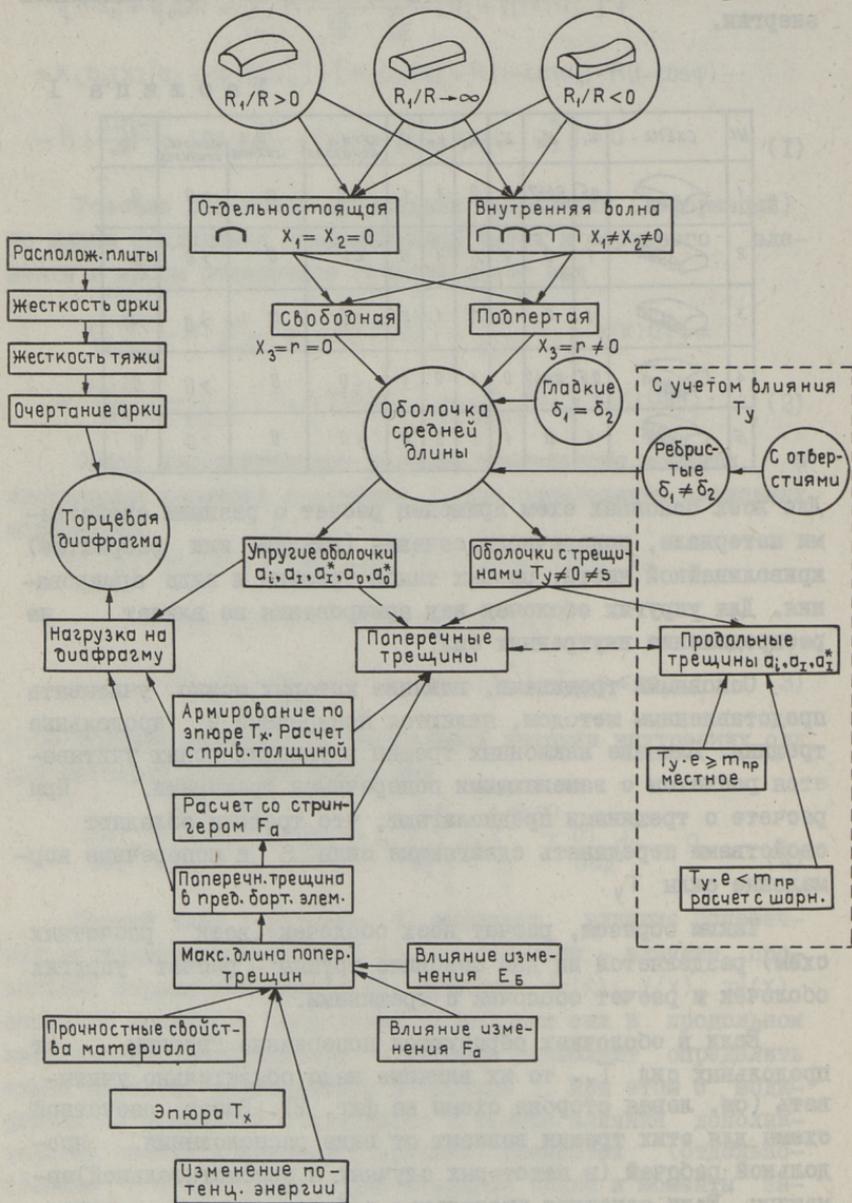
Для всех основных схем применен расчет с разными свойствами материала, поперечного сечения (гладкие или ребристые) криволинейной части, разных типов трещины и вида армирования. Для упругих оболочек вид армирования не влияет на распределение внутренних сил.

Основными трещинами, влияние которых можно учитывать представленным методом, являются поперечные и продольные трещины. Влияние наклонных трещин в угловых зонах учитывается расчетом с заменяющими поперечными трещинами. При расчете с трещинами предполагают, что трещины обладают свойствами передавать сдвигающие силы S и поперечные нормальные силы T_y .

Таким образом, расчет всех оболочек (всех расчетных схем) разделяется на две основные группы - расчет упругих оболочек и расчет оболочек с трещинами.

Если в оболочках образуются поперечные трещины от продольных сил T_x , то их влияние надо обязательно учитывать (см. левая сторона схемы на фиг. 2). Выбор расчетной схемы для этих трещин зависит от вида расположения продольной рабочей (в некоторых случаях и вспомогательной) арматуры. Если основная продольная рабочая арматура распределена по эпюре продольных растягивающих сил T_x , то рас-

чет производится как в упругой стадии, но с приведенными толщинами тех элементов (бортовых элементов), которые пе-



Фиг. 2. Обобщенная расчетная схема для расчета оболочек средней длины с прямоугольным планом.

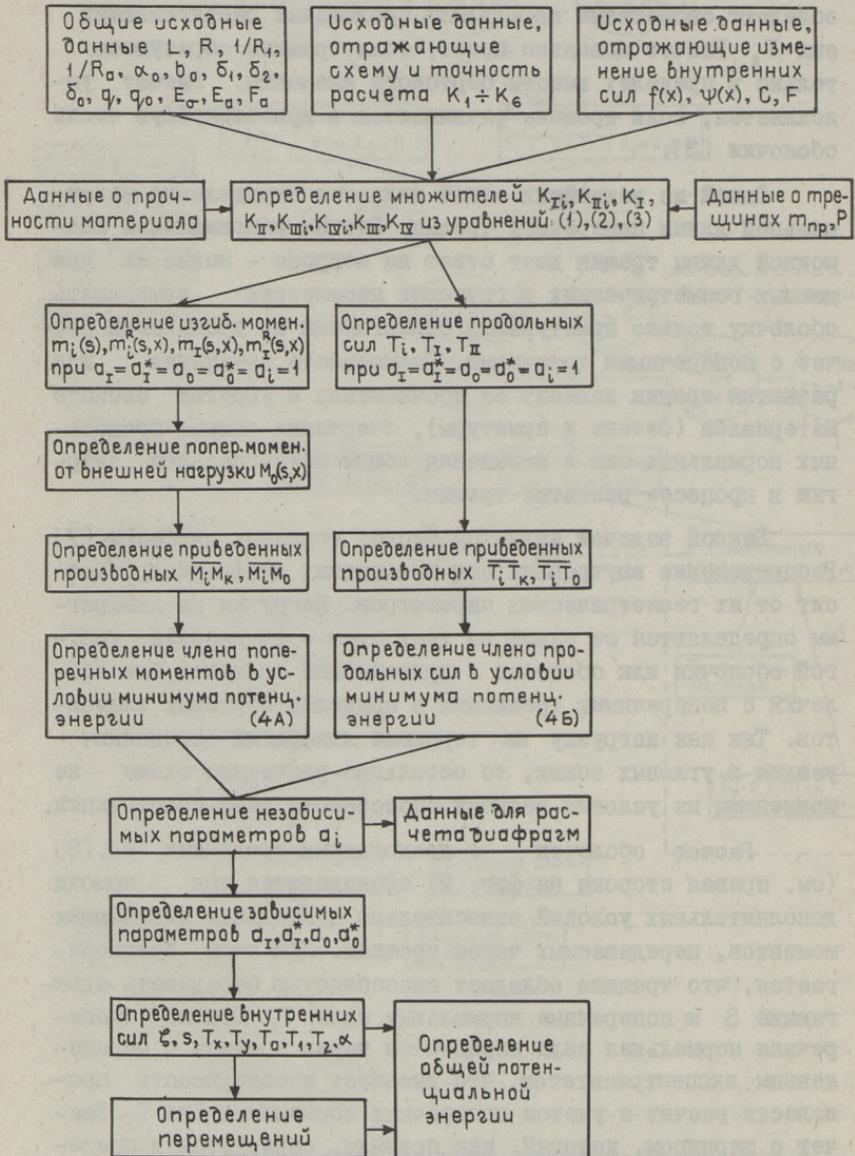
ресекают трещины. Если основная продольная рабочая арматура расположена у нижних волокон бортового элемента в виде арматурного стрингера, то расчет существенно изменяется, исходя из предпосылки, что поперечные трещины не обладают свойствами передавать продольных растягивающих сил T_x . Расчет довольно прост, если трещины образуются только в пределах высоты бортового элемента. Расчет усложняется, если трещины развиваются в криволинейную часть оболочки [3].

Одной из важнейших задач является определение максимальной длины поперечных трещин. Расчет максимальной возможной длины трещин дает ответ на вопросы — можно ли при данных геометрических и грузовых параметрах армировать оболочку только арматурными стрингерами и произвести расчет с поперечными трещинами. Возможность затухания или развития трещин зависит от прочностных и упругих свойств материалов (бетона и арматуры), очертания эпюры продольных нормальных сил и изменения общей потенциальной энергии в процессе развития трещин.

Важной задачей является расчет торцевых диафрагм [7]. Распределение внутренних сил в торцевых диафрагмах зависит от их геометрических параметров. Нагрузки на диафрагмы определяются от одной из трех схем — из расчета упругой оболочки или оболочки с приведенной толщиной или оболочки с поперечными трещинами в пределах бортовых элементов. Так как нагрузку на торцевые диафрагмы определяют усилия в угловых зонах, то остальные расчетные схемы не применимы из условия несущей способности всей конструкции.

Расчет оболочек с продольными трещинами [2],[9] (см. правая сторона на фиг. 2) производится при помощи дополнительных условий относительно предельных изгибающих моментов, передаваемых через трещины. При этом предполагается, что трещина обладает способностью передавать сдвигающие S и поперечные нормальные силы T_y . Обычно поперечная нормальная сила передается через трещины с определенным эксцентриситетом, что вызывает необходимость произвести расчет с учетом поперечных нормальных сил T_y . Расчет с шарниром, который, как правило, образуется в пределах продольной трещины, применен только в том случае, ес-

ли изгибающие моменты от силы T_y меньше моментов в оболочках в стадии без продольных трещин. В остальных случаях влияние эксцентриситета рассматривается как локальное увеличение поперечных моментов.



Фиг. 3. Блок-схема для расчета.

С учетом влияния поперечных нормальных сил T_y производится расчет оболочек с поперечными ребрами и отверстиями, имеющими поперечные ребра [6]. Эксцентриситет в этом случае зависит от расположения плиты относительно ребер.

Все расчеты запрограммированы для ЭЕМ. Блок-схема для расчета с отдельными коэффициентами представлена на фиг. 3. При данном методе расчета длина поперечного сечения криволинейной части оболочки $2s_0$ разделяется на 16 частей. Длины поперечных трещин задаются при помощи множителей P ($\varphi = \frac{P}{8} \alpha_0$, см. фиг. 1). При $P = 8$ поперечные трещины развиваются в пределах высоты бортовых элементов, при $P < 8$ — развиваются в криволинейную часть. Для определения влияния разных типов трещин основная расчетная схема применяется повторно.

Л и т е р а т у р а

1. Л а у л Х.Х. Расчет цилиндрических оболочек с криволинейными частями, очерченными по окружности. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 50, Таллин, 1953.

2. Л а у л Х.Х., Т я р н о Ю.А. Вопросы расчета цилиндрической оболочки линейным коньковым шарниром. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 296, Таллин, 1970.

3. Л а у л Х.Х., Т я р н о Ю.А. Расчет железобетонных оболочек с продольными и поперечными трещинами. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 357, Таллин, 1974.

4. Т я р н о Ю.А. Расчет квазицилиндрических оболочек средней длины. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 357, Таллин, 1974.

5. Т я р н о Ю.А., В а х е р М.Х., Н и г у л Р.К. Влияние криволинейной расчетной арматуры на внутренние силы в цилиндрических оболочках. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 357, Таллин, 1974.

6. Л а у л Х.Х., Т я р н о Ю.А. О расчете цилиндрических оболочек с ребрами и отверстиями. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 410, Таллин, 1976.

7. Л а у л Х.Х., Т я р н о Ю.А. О расчете арочных диафрагм оболочек. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 410, Таллин, 1976.

8. Т я р н о Ю.А. Некоторые вопросы работы и расчета квазицилиндрических оболочек положительной и отрицательной Гауссовой кривизны. - "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 410, Таллин, 1976.

9. Т я р н о Ю.А. Исследование пологих оболочек с дискретными шарнирами с учетом поперечных нормальных сил Т у. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 428, Таллин, 1977.

Ū. Tärno

About the Universal Computing Scheme for the Quasicylindrical Shells Based on the Method of the Approximation of the Shear Flow

Summary

The paper deals with a design method for computing the cylindrical and quasicylindrical positive and negative curvature shells with various types of cracks and various materials. It is possible to use the same equations with various coefficients for various shells. There are some modifications for the equations taking into account the additional conditions on the edge beams. All these schemes take into account the equations for inner forces, the conditions of the vertical and horizontal equilibrium and the equations for the potential energy. It is possible to use the basic computing scheme for the shells with different materials, cross-sections, types of cracks and reinforcements. The paper deals with the block scheme for computing the shells with various parameters. The method has been programmed for the computer.

ОБОБЩЕННЫЕ СХЕМЫ ОБРАЗОВАНИЯ ТРЕЩИН В
ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ОБОЛОЧКАХ СРЕДНЕЙ ДЛИНЫ

При различных типах железобетонных оболочек можно определить опасные зоны, где могут образоваться и развиваться трещины, способные полностью или в некоторой мере передавать усилия.

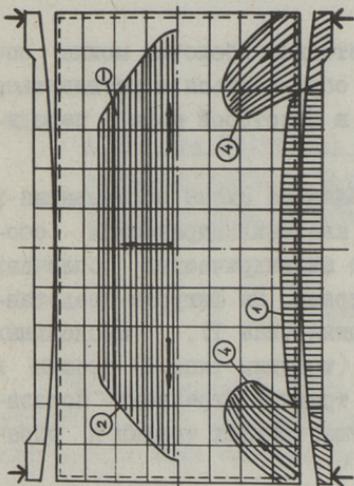
В статье представляются обобщенные схемы образования и развития основных типов трещин в квазицилиндрических оболочках положительной кривизны и в цилиндрических оболочках с разными геометрическими параметрами. На фигурах представлены направления поперечных (трещины типа I), продольных (трещины типа 2 и 3) и наклонных (трещины типа 4) трещин и зоны максимального развития этих трещин. Стрелками показаны направления увеличения длин существующих трещин и образования следующих трещин.

Обобщенные схемы образования и развития трещин (см. фиг. I-8) получены при помощи экспериментального исследования 34 моделей квазицилиндрических и II моделей цилиндрических оболочек из армированного цементного раствора с разными геометрическими и грузовыми параметрами. Квазицилиндрическими называются оболочки с прямоугольным планом $L/l = 2\div 3$ с отношением продольных и поперечных радиусов кривизны $R_1/R = 5\div 10$.

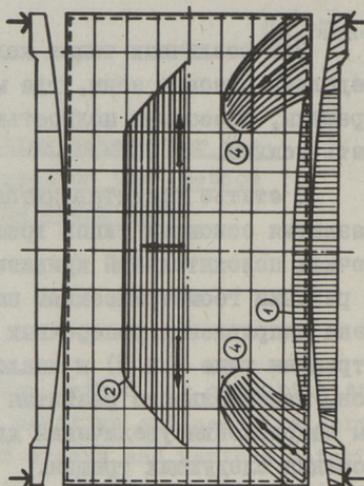
Здесь применяются следующие обозначения: L - продольный пролет оболочки; l - поперечный пролет оболочки; R - поперечный радиус кривизны; R_1 - продольный радиус кривизны.

В квазицилиндрических оболочках $R_1/R = 10$, $L/l = 2$ со свободными бортовыми элементами (см. фиг. I) поперечные трещины развиваются до точки № 6 поперечного сечения и бывают (точка № 0 - у конька оболочки, № 8 - у бортового элемен-

та) вертикальными в средних зонах на протяжении $3/4 L$. Наклонные трещины, как правило, начинали образовываться при нагрузке $q_1 = 4\div 5 \text{ кН/м}^2$ и развивались до средней зоны, где они соединялись с продольными трещинами. Продольные трещины от отрицательных поперечных изгибающих моментов образовались у конька оболочки между точками № 0÷3 поперечного сечения. Продольные трещины развивались по всей длине оболочки. Новые трещины образовались в направлении бортового элемента параллельными.



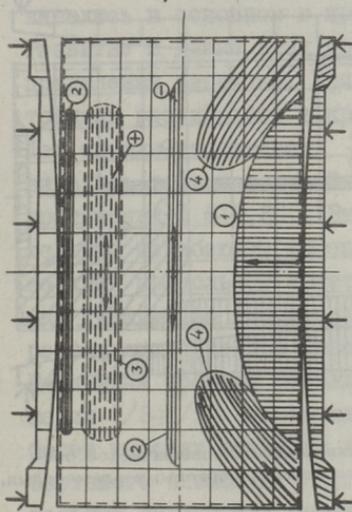
Фиг. 1. Обобщенная схема образования трещин в квазицилиндрической оболочке $R_1/R \approx 10$, $L/l = 2$ со свободными бортовыми элементами. Обозначение трещин: 1 - поперечные трещины, 2 - продольные трещины от отрицательных изгибающих моментов, 3 - продольные трещины от положительных изгибающих моментов, 4 - наклонные трещины.



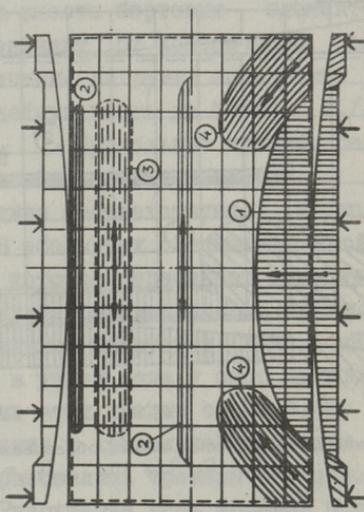
Фиг. 2. Обобщенная схема образования трещин в квазицилиндрической оболочке $R_1/R \approx 5$, $L/l = 2$ со свободными бортовыми элементами.

Основные наклонные трещины в криволинейной части образовались на линии максимального сжатия. Самое интересное образование и развитие трещин имело место в угловых зонах при нагрузках, близких к разрушающим. Разрушение происходило по схеме балки от текучести продольной растянутой арматуры при нагрузке $q_1 = 5,17\div 16,0 \text{ кН/м}^2$.

В квазицилиндрических оболочках $R_1/R = 10$, $L/l = 2$ с подпертыми бортовыми элементами (см. фиг. 3) в основном образовались поперечные трещины, которые в средних зонах развиваются в криволинейную часть до точки поперечного сечения № 6. Наклонные трещины образовались в угловых зонах при относительно высоких нагрузках $q = 6 \text{ кН/м}^2$. Основные трещины начинаются из точки $X = L/4$. Намечается образование поперечных трещин у торцевых диафрагм от продольных изгибающих моментов крепления. Отмечаются трещины в криволинейной части от положительных поперечных изгибающих моментов. Образование трещин от отрицательных изгибающих моментов наблюдалось при высоких нагрузках $q = 7 \text{ кН/м}^2$. Разрушение этих оболочек происходило от влияния поперечных моментов, поперечных нормальных сил и сдвигающих сил, при нагрузках $q = 16,0; 19,2 \text{ кН/м}^2$.



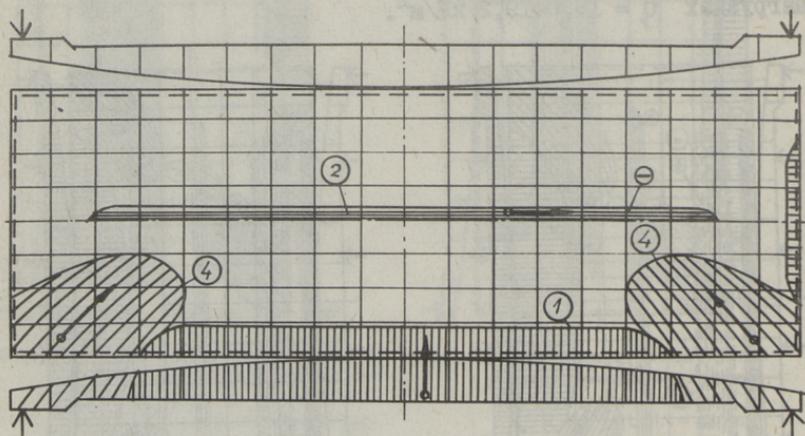
Фиг. 3. Обобщенная схема образования трещин в квазицилиндрической оболочке $R_1/R \approx 10$, $L/l = 2$ с подпертыми бортовыми элементами.



Фиг. 4. Обобщенная схема образования трещин в квазицилиндрической оболочке $R_1/R \approx 5$, $L/l = 2$ с подпертыми бортовыми элементами.

Образование трещин в оболочках $R_1/R = 5$, $L/l = 2$ со свободными бортовыми элементами представлено на фиг. 2. В моделях первые трещины образовались в зоне конька при нагруз-

ке $q = 4,0 \text{ кН/м}^2$. Дальнейшее развитие этих трещин по длине соответствовало нагрузке. При нагрузках $q = 4,0 \div 6,0 \text{ кН/м}^2$ образовались поперечные трещины в пределах высоты бортовых элементов. С увеличением нагрузки длины поперечных трещин существенно не увеличивались. При нагрузке $q = 8,0 \text{ кН/м}^2$ образовались новые продольные трещины отрицательных поперечных изгибающих моментов в четвертях поперечного пролета. Эти трещины соединялись с диагональными трещинами. На линии соединения криволинейной части с бортовым элементом наблюдались продольные трещины от положительных поперечных моментов. В зависимости от мощности армирования бортового элемента первыми могут образоваться и поперечные трещины.



Фиг. 5. Обобщенная схема образования трещин в квазицилиндрической оболочке $R_1/R \approx 10$, $L/l = 3$ со свободными бортовыми элементами.

Разрушение моделей произошло от разрыва продольной нижней арматуры в сечении $X=L/4$ при нагрузках $q = 13,2 \div 15,0 \text{ кН/м}^2$. За счет незначительного армирования угловых зон разрушение некоторых оболочек в угловых зонах происходило при нагрузках $q = 4,9 \div 7,85 \text{ кН/м}^2$.

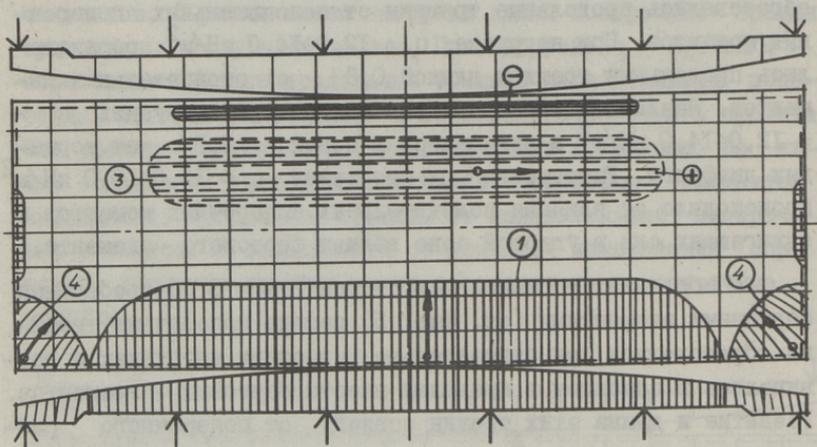
Образование трещин в оболочках $R_1/R = 5$, $L/l = 2$ с подпертыми бортовыми элементами представлено на фиг. 4. В моделях при нагрузках $q = 4,0 \div 8,0 \text{ кН/м}^2$ образовались первые поперечные трещины в пределах бортовых элементов. С возраст-

таньем нагрузки эти поперечные трещины развивались до четверти поперечного пролета. Поперечные трещины были вертикальными в продольном направлении на протяжении $0,6L$. При нагрузке $q = 10,0 \text{ кН/м}^2$ у четверти поперечного пролета образовались продольные трещины от положительных поперечных моментов. При нагрузке $q = 12,0 \div 14,0 \text{ кН/м}^2$ образовались продольные трещины длиной $0,6L$ от отрицательных моментов. Наклонные трещины образовались при нагрузках $q = 12,0 \div 14,0 \text{ кН/м}^2$ и начинались в зонах $\sim 0,2L$ от торцевых диафрагм. Разрушение при нагрузках $q = 15,0 \div 19,0 \text{ кН/м}^2$ происходило от влияния положительных поперечных моментов и сдвигающих сил в угловой зоне вблизи бортового элемента.

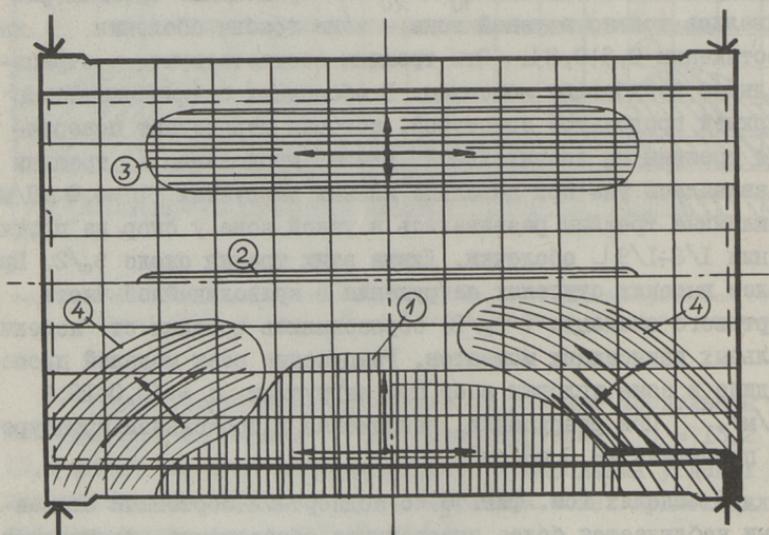
В оболочках с отношением сторон $L/l = 3$ со свободными бортовыми элементами (см. фиг. 5) первые поперечные трещины образовались при относительно невысоких нагрузках и развивались в основном в пределах высоты бортовых элементов. Развитие и длина этих трещин зависит от поперечного распределения нагрузки. При увеличении нагрузки поперечные трещины развивались в криволинейную часть до точки $s_0/4$. Шаг трещин составляет $\frac{1}{10} \div \frac{1}{20} L$. Продольные трещины развивались только в узкой зоне - зоне гребня оболочки на протяжении $0,6 \div 0,8L$. Эти трещины соответствуют отрицательным изгибающим моментам. В оболочках с криволинейной верхней продольной арматурой, которая пересекает поперечные трещины на значительной длине, продольные трещины развивались уже при довольно низких нагрузках ($q = 4,0 \text{ кН/м}^2$). Наклонные трещины развивались в узкой зоне у опор на протяжении $l/8 \div l/9$ оболочки. Длина этих трещин около $s_0/2$. При более высоких ступенях нагружения в криволинейной части у бортового элемента ($s_0/8$) образовались трещины от положительных изгибающих моментов. Разрушение всех моделей происходило в зоне угловых опор при нагрузках $q = 10,0 \div 13,2 \text{ кН/м}^2$. При разрушении напряжения в продольной арматуре не превышали $26,0 \text{ кН/см}^2$.

В моделях (см. фиг. 6) с подпертыми бортовыми элементами наблюдается более интенсивное образование поперечных трещин в криволинейной тонкостенной части. Поперечные трещины развивались до точки № 6 на поперечном сечении (т.е. до $l/3$ полудлины криволинейной части s_0). Продольные тре-

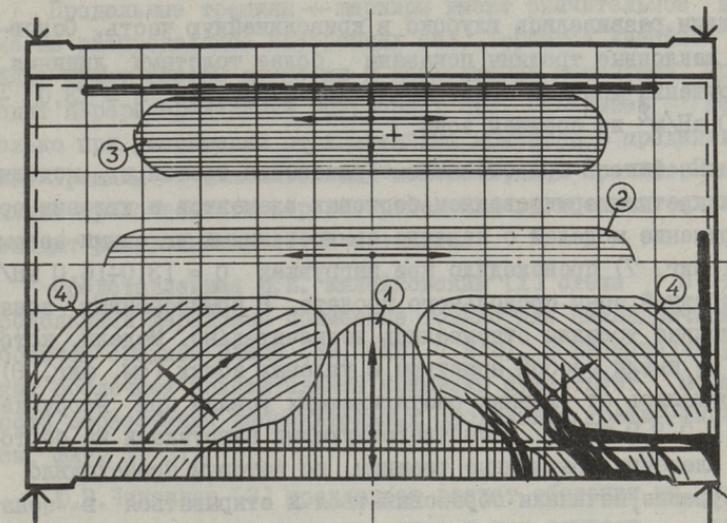
щины от отрицательных поперечных моментов в зоне гребня не образовались. Продольные трещины образовались в зоне между точками № 4÷6 и соответствуют положительным изгибающим моментам (открывались в сторону нижней поверхности модели).



Фиг. 6. Обобщенная схема образования трещин в квазицилиндрической оболочке $R_1/R \approx 10$, $L/l = 3$ с подпертыми бортовыми элементами.



Фиг. 7. Обобщенная схема образования трещин в цилиндрической оболочке $L/l = 2$ со свободными бортовыми элементами.



Фиг. 8. Обобщенная схема образования трещин в цилиндрической оболочке $L/l = 2$ со свободными бортовыми элементами. В угловых зонах имеется дискретное армирование.

Наклонные трещины от главных растягивающих усилий незначительно развивались в криволинейную часть. Разрушение моделей происходило вследствие положительных изгибающих моментов и от излома опорных частей при нагрузках $q = 8,0 \div 11,9 \text{ кН/м}^2$.

Образование трещин в цилиндрических оболочках с отношением сторон $L/l = 2$ представлено на фиг. 7 и 8. На фиг. 7 представлено образование трещин в моделях с надежным армированием тонкостенной криволинейной части и угловых зон. Во всех моделях в продольных бортовых элементах образовались поперечные трещины, которые развивались глубоко в криволинейную часть (до точки № 4 на поперечном сечении). Трещины в бортовых элементах распределялись почти равномерно по длине оболочки. Трещины от отрицательных поперечных изгибающих моментов образовались при низких нагрузках $q = 2,0 \text{ кН/м}^2$. При эксплуатационных нагрузках наклонные трещины в угловых зонах образовались незначительно. Наклонные трещины под углом около 45° к горизонтальной оси образовались при нагрузках $q = 6,0 \text{ кН/м}^2$ с соответствующей нагрузкой на бортовой элемент. С увеличением нагрузки эти

трещины развивались глубоко в криволинейную часть. Основные наклонные трещины показаны более толстыми линиями. Разрушение моделей происходило при нагрузках $q = 13,0 \div 16,0 \text{ кН/м}^2$ из средней зоны.

На фиг. 8 представлено образование трещин в моделях с дискретным армированием бортовых элементов и угловых зон. Разрушение моделей с надежно армированными угловыми зонами (см. фиг. 7) происходило при нагрузках $q = 13,0 \div 16,0 \text{ кН/м}^2$ из средней зоны продольного пролета. В армированных зонах наклонные трещины открывались незначительно. Модели, которые не имели особой арматуры в угловых зонах (см. фиг. 8), разрушались от главных растягивающих усилий при нагрузках $q = 5,0 \div 8,9 \text{ кН/м}^2$ с соответствующими нагрузками на бортовые элементы. Наклонные трещины, по которым происходило разрушение, начинали образовываться и открываться в зонах, где началось армирование угловой зоны. Отмечалось интенсивное образование и открывание наклонных трещин в направлении конька оболочки. В армированных зонах оболочка с трещинами работала как упругая, так как диагональная арматура передавала полностью все растягивающие усилия.

Если в квазицилиндрических оболочках положительной кривизны со свободными бортовыми элементами образуются продольные трещины только от отрицательных моментов, то в цилиндрических оболочках имеются зоны продольных трещин от положительных элементов.

В эксперименте И. Е. Милейковского [1] с цилиндрической оболочкой $L/l = 2$ наблюдалась похожая картина развития трещин. Появление продольных трещин отрицательных и положительных поперечных изгибающих моментов наблюдалось при экспериментах В. Рил и др. [2]. Длина трещин около $0,75L$.

Как показывают сделанные многими исследователями эксперименты, трещины в оболочках образуются в определенной очередности. Поперечные трещины образуются при нагрузке около $0,5 \div 0,6 q_3$ (q_3 — эксплуатационная нагрузка). Продольная трещина от отрицательных изгибающих моментов при нагрузке $0,9 \div 1,9 q_3$. За этими трещинами следуют продольные трещины от положительных моментов при нагрузке около $1,5 \div 2,2 q_3$. Диагональные трещины от главных растягивающих сил возникают при очень разных нагрузках.

Продольные трещины — шарниры имеют значительное влияние на распределение внутренних сил. Теряется линейная связь между ростом нагрузки и изгибающими моментами. Происходит перераспределение внутренних сил. Это имеет место только при уменьшении отрицательных моментов в пределах трещин. Трещины от положительных моментов, как правило, не вызывают существенного перераспределения внутренних сил. Происходит разрушение по этим трещинам.

Представленная И.Е. Милейковским [1] схема с тремя продольными шарнирами применена только для цилиндрических оболочек средней длины (см. фиг. 7 и 8). В квазицилиндрических оболочках положительной кривизны существует возможность образования дополнительных продольных трещин-шарниров (см. фиг. 1, 3).

Ю.В. Чиненков [3] предлагает расчет оболочки на прочность при разрушении по плите лишь в тех случаях, когда устанавливается возможность образования трех пластических шарниров ранее разрушения по нормальным сечениям. По экспериментам такой расчет для цилиндрической оболочки себя оправдывает.

В настоящей статье не рассматриваются внутренние усилия, но так как трещины являются результатами индикатора — цементного раствора, то их образование и развитие дают довольно полную картину о распределении внутренних сил в оболочках. Продольные трещины от моментов образуются в сечениях, где имеются максимальные изгибающие моменты. Трещины дают также данные для определения знака изгибающих моментов. Поперечные (т.е. вертикальные) трещины образуются в зонах значительных продольных нормальных растягивающих сил. Если увеличение длины поперечных трещин заканчивается при прибавлении нагрузки, то это означает, что нулевая линия находится у конца трещины. Особенно важную информацию о распределении дают наклонные трещины. Интенсивное увеличение длин наклонных трещин является доказательством перераспределения главных растягивающих сил на концы наклонных трещин. Наклонные трещины образуются по главным поверхностям и тем самым являются точными определяющими этих поверхностей.

Выводы

В квазицилиндрических оболочках положительной кривизны со свободными бортовыми элементами поперечные трещины независимо от поперечного распределения нагрузки (в пределах эксплуатационных $q_0/\bar{q}_y \approx 0,3$) развиваются только до точки № 7 поперечного сечения (при отношении $L/l = 2$). В оболочках с отношением сторон $L/l = 3$ трещины затухают в зоне точки № 6, т.е. развиваются дальше в криволинейную часть. Дополнительное вертикальное опирание продольных бортовых элементов позволяет развиваться трещинам до точки № 3 на поперечном сечении. С увеличением продольной кривизны максимальные длины поперечных трещин уменьшаются. Вертикальные поперечные трещины в продольном направлении развиваются в средней зоне длиной $2/3 \div 3/4 L$. Длины трещин в пределах этих зон почти одинаковы. В цилиндрических оболочках поперечные трещины, в зависимости от геометрических и грузовых параметров, развиваются до точки № 3 на поперечном сечении. Таким образом, при расчете максимальных длин поперечных трещин особого внимания требуют цилиндрические оболочки с разными геометрическими и грузовыми параметрами.

В квазицилиндрических оболочках со свободными бортовыми элементами продольные видимые трещины на верхней поверхности (от отрицательных изгибающих моментов) образуются на широкой области. Первые трещины образуются у конька оболочки у точки № 0, следующие трещины параллельно первой в направлении бортового элемента. Одновременно увеличиваются и длины этих трещин. В более длинных оболочках продольные трещины образовались только у точки № 0. В оболочках с подпертыми элементами продольные трещины у конька образуются между точками № I и I' с длиной $5/6 L$. В этих оболочках трещины положительных изгибающих моментов образуются в пределах точек № 2 и 6.

Л и т е р а т у р а

1. М и л е й к о в с к и й И.Е. Расчет железобетонных цилиндрических сводов-оболочек. Госстройиздат, 1963.
2. Р и л В., Б е р а н е к В., Б о у м а А. Испы-

тание моделей покрытий оболочек, изготовленных из армированного раствора. - Труды II Международного конгресса по тонкостенным оболочкам-покрытиям в Осло. Госстройиздат, 1960.

3. Ч и н е н к о в Ю.В. Расчет железобетонных цилиндрических оболочек по трещиностойкости, жесткости и прочности. "Строительная механика и расчет сооружений", № 4, 1969.

U. Tärno

About the Universal Crack Schemes for Middle Span Concrete Shells

Summary

The paper deals with the universal schemes of the arising and progressing of the main typical cracks in quasicylindrical and cylindrical shells with various geometrical and loading parameters. It presents the main directions and zones of the maximum distribution of the longitudinal, transversal and diagonal cracks. The progress of the existing cracks and the arising of the new ones is marked by arrows. The development of transversal cracks to the full extent of the edge-beam takes place in the positive quasicylindrical shells with the free edge-beam independent of the transversal distribution of loads. The transversal cracks develop far into the curved part of the cylindrical shells depending on the load and geometrical parameters. If there are longitudinal cracks caused only by the negative transversal moments in the positive quasicylindrical shells with the free edge-beams, then in the cylindrical shells there are the zones of the longitudinal cracks caused by positive transversal bending moments.

В.Л. Волтри, В.А. Отсмаа

О РАСЧЕТЕ ФУНДАМЕНТАЛЬНЫХ ПЛИТ НА
ПОПЕРЕЧНУЮ СИЛУ

СНиП-2I-75 уточняет расчет изгибаемых элементов без поперечного армирования на поперечную силу в наклонном сечении.

Прочность сечения обеспечена, если

$$Q \leq Q_{\delta}, \quad (1)$$

где Q — поперечная сила в наклонном сечении;

Q_{δ} — поперечная сила, воспринимаемая бетоном сжатой зоны в наклонном сечении (см. фиг. 1)

$$Q_{\delta} = \frac{k_3 R_p b h_0^2}{c}, \quad (2)$$

где k_3 — коэффициент, характеризующий вид бетона, для тяжелых бетонов $k_3 = 1, 2$.

Величина Q_{δ} ограничивается с обеих сторон:

$$k_1 R_p b h_0 \leq Q_{\delta} \leq 2 R_p b h_0, \quad (3)$$

где $k_1 = 0,6$ для тяжелых бетонов.

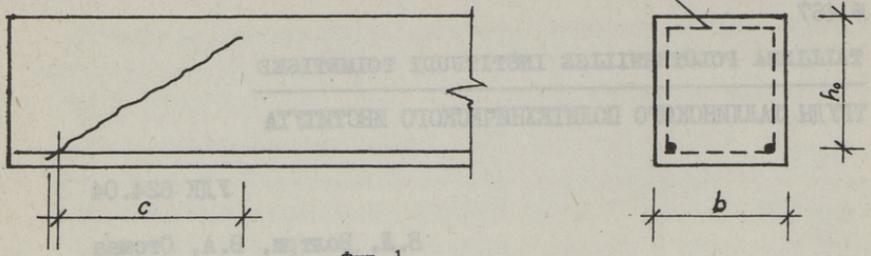
Левая сторона неравенства (3) представляет наименьшую величину Q_{δ} , правая сторона — сопротивление элемента срезу (при $c = 0$).

Характерными конструкциями без поперечного армирования являются фундаментные плиты. Рассматриваем вопрос обеспечения прочности таких плит (см. фиг. 2).

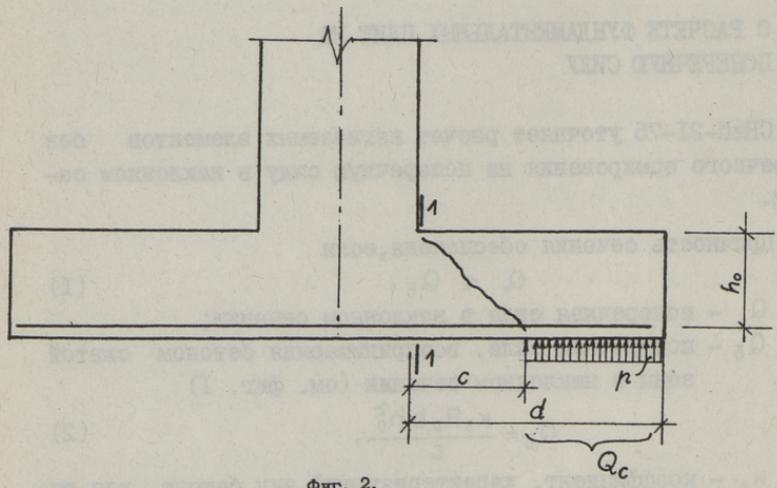
Для сплошных плит несущая способность увеличивается на 25%, то есть неравенство (3) представляется по следующей формуле

$$0,75 R_p b h_0 \leq Q_{\delta} \leq 2,5 R_p b h_0, \quad (4)$$

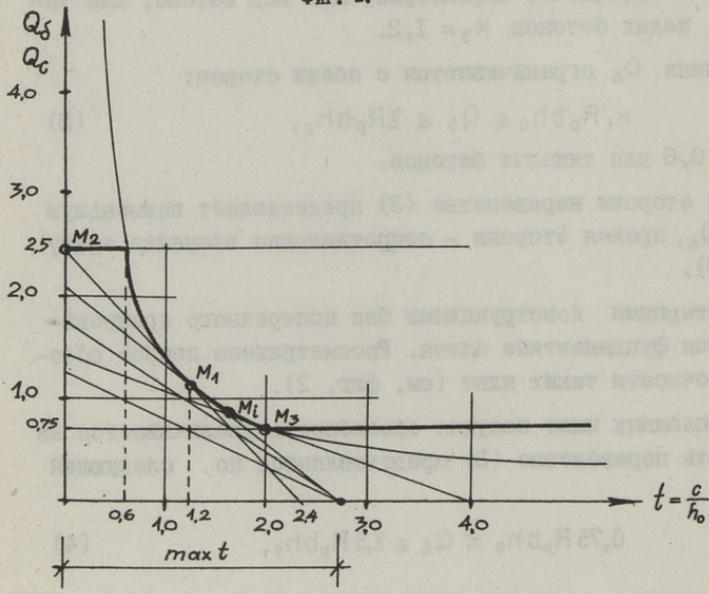
КОНСТРУКТИВНАЯ АРМАТУРА



Фиг. 1.



Фиг. 2.



Фиг. 3.

где $Q_5 = \frac{1,5 R_p b h_0^2}{c}$.

Принимая обозначения

$$t = \frac{c}{h_0} \quad \text{и} \quad k = R_p b h_0,$$

можно (4) представить в виде

$$0,75k \leq \frac{1,5k}{t} \leq 2,5k \quad (5)$$

или

$$Q_5(t) = \begin{cases} 2,5k & \text{при } t \leq 0,6 \\ \frac{1,5k}{t} & \text{при } 0,6 \leq t \leq 2 \\ 0,75k & \text{при } t \geq 2. \end{cases} \quad (6)$$

Условие (6) представлено на фигуре 3 в виде графика (ломанная линия I).

Поперечная сила в начале трещины с проекцией с (фиг. 2) -

$$Q_c = pb(d-c) = pbd - pbh_0 t = n_1 - n_2 t, \quad (7)$$

где p - реактивное давление грунта;

b - ширина фундамента.

Условие прочности фундамента

$$Q_c(t) \leq Q_5(t). \quad (8)$$

Параметры n_1 и n_2 для (7) могут быть выбраны только так, что соответствующая прямая на фиг. 3, начинающаяся с точки на абсциссе ($Q_c = 0$)

$$\max t = \frac{\max c}{h_0} = \frac{d}{h_0},$$

при любом значении t не пересекала бы линию I.

По фиг. 3 видно, что при t , попадающей между абсциссами точек M_1 и M_3 , прочность исчерпывается, если прямая (7) касается линии I.

Уравнение касательной к криволинейной части линии

$$I - \quad Y - Q_5(t) = \frac{dQ_5(t)}{dt} (X - t), \quad (9)$$

где X и Y - текущие координаты точек касательной;

Q_5 и t - координаты точки касания.

Так как

$$\frac{dQ_5(t)}{dt} = -\frac{1,5k}{t^2},$$

то

$$Y = 1,5k \left(\frac{2}{t} - \frac{X}{t^2} \right). \quad (10)$$

При $Y = 0$

$$\frac{2}{t} - \frac{X}{t^2} = 0 \quad \text{и} \quad t_i = \frac{X}{2}. \quad (II)$$

Точка M_1 определяется как точка касания, если прямая (7) проходит через точку M_2 .

Принимая в (10) $Y = 2,5 \kappa$, получим для точки M_1 ,

$$t_1 = 1,2. \quad (I2)$$

Для точки M_3 t определяется из условия

$$\frac{1,5 \kappa}{t} = 0,75 \kappa \quad (\text{см. (6)}),$$

откуда

$$t_3 = 2,0. \quad (I3)$$

Так как прямая, соответствующая несущей способности наклонного сечения (прямая прочности), пересекает ось абсциссы при $X = 2t_i$, где t_i — координата точки касания, то в (7) $\max t \leq 2t_i$, то есть $\frac{d}{h_0} = 2t_i$.

Учитывая (II), (I2), (I3), получим для определения параметров n_1 и n_2 уравнения (7) три области:

первая $\max t \leq 2,4$
 вторая — $2,4 \leq \max t \leq 4,0$
 третья — $\max t \geq 4,0$.

Первая область:

прямая прочности из (10) при $t_1 = 1,2$ —

$$Y = 2,5 \kappa - 1,0417 \kappa. \quad (I4)$$

Для обеспечения (8) —

$$n_1 = pbd \leq 2,5 \kappa = 2,5 R_p b h_0 \quad (I5)$$

или обозначая поперечную силу в сечении $t = 0$ через Q , так как $Q = pbd$, можем написать (I5) в виде

$$Q \leq 2,5 R_p b h_0. \quad (I6)$$

Одновременно

$$n_2 = p b h_0 \geq 1,0417 R_p b h_0,$$

отсюда

$$\frac{p}{R_p} \geq 1,0417 \approx 1,0. \quad (I7)$$

Разумеется, условие (I7) равносильно с условием $\max t \leq 2,4$.

Вторая область:

прямая прочности (10) через точки M_i , учитывая (II) (II)

$$Y = 1,5 \kappa \left(\frac{4h_0}{d} - \frac{4h_0^2 X}{d^2} \right) = 6 \kappa \frac{h_0}{d} - 6 \left(\frac{h_0}{d} \right)^2 \kappa X. \quad (I8)$$

Условие прочности - $n_1 = pbd \leq 6k \frac{h_0}{d}$, то есть

$$Q \leq \frac{6 R_p b h_0^2}{d}$$

или

$$Q \leq 6 \frac{1}{\max t} R_p b h_0. \quad (19)$$

Далее $n_2 \geq 6 \left(\frac{h_0}{d}\right)^2 k$, $p b h_0 \geq \frac{6}{(\max t)^2} R_p b h_0$, отсюда

$$\max t \geq \sqrt{6 \frac{R_p}{P}}. \quad (20)$$

Подставляя (20) в (19), получим:

$$Q \leq 2,449 \sqrt{\frac{P}{R_p}} R_p b h_0. \quad (21)$$

Принимая в (20) $\max t = 4$, получим это условие в следующем виде -

$$\frac{P}{R_p} \geq 0,375. \quad (22)$$

В третьей области - прямая прочности

$$\gamma = 0,75 k \quad (23)$$

с началом в точке M_3 , где $t = 2$.

Прочность обеспечена, если учитывая (8), при $\max t > 4$ и $t = 2$ $p b d - p b h_0 t \leq 0,75 k$.

Преобразуя и вставляя значения параметров -

$$Q \leq \left(0,75 + 2 \frac{P}{R_p}\right) R_p b h_0. \quad (24)$$

Окончательные формулы для расчета фундаментальных плит по поперечным силам по условному сечению I-I (фиг. 2):

$$Q \leq R_p b h_0 n, \quad \text{где} \quad (25)$$

$$n = \begin{cases} 2,5, & \text{если } 1 \leq \frac{P}{R_p} \quad \text{или} \quad \frac{h_0}{d} \leq 2,4 \\ 2,45 \sqrt{\frac{P}{R_p}}, & \text{если } 1 \geq \frac{P}{R_p} \geq 0,375 \quad \text{или} \quad 2,4 \leq \frac{h_0}{d} \leq 4 \\ 0,75 + 2 \frac{P}{R_p}, & \text{если } \frac{P}{R_p} \leq 0,375 \quad \text{или} \quad 4 \leq \frac{h_0}{d}. \end{cases}$$

V. Voltri, V. Otsmaa

Calculation of the Ultimate Shear Force of Foundation Slabs

Summary

The investigation of shear crushing in the inclined section of reinforced concrete slabs is described and a calculation method for the ultimate shear force of foundation slabs is presented in this paper.

С о д е р ж а н и е

1. Лаул Х.Х. Лейбур М.Х. Таккер Ю.И. Определение внутренней силы в затяжке гипара методом аппроксимации сдвигающих сил. 3
2. Лаул Х.Х., Лейбур М.Х., Таккер Ю.И. Расчет квадратных в плане железобетонных гипаров 9
3. Тярно Ю.А. Обобщенная расчетная схема для квазицилиндрических оболочек, базирующаяся на методе аппроксимации сдвигающих сил. 17
4. Тярно Ю.А. Обобщенные схемы образования трещин в железобетонных оболочках средней длины. 25
5. Волтри В.Л., Отсмаа В.А. О расчете фундаментных плит на поперечную силу. 37



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Труды ТПИ № 467

ТЕОРИЯ И РАСЧЕТ ТОНКОСТЕННЫХ И ПРОСТРАНСТВЕННЫХ
КОНСТРУКЦИЙ

Строительные конструкции. Сборник статей XIX

Редактор В. Райдна. Техн. редактор В. Ранник

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 9 янв. 1979 г.

Подписано к печати 11 сент. 1979 г. Бумага 60x90/16

Печ. л. 2,75 + 0,125 приложение. Уч.-изд. л. 2,22

Тираж 300. МВ-07951

Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9. Зак. № 625

Цена 35 коп.



Цена 35 коп.

EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU



1 0200 00082127 6