

Ep. 6.7
443

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

443

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

TALLINN

ТРИ
'78

строительные конструкции ХУ111

ТЕОРИЯ
И РАСЧЕТ
ТОНКОСТЕННЫХ
И ПРОСТРАНСТВЕННЫХ
КОНСТРУКЦИЙ



Ep. 6.7

443

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

**ТРИ
'78**

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.01/04

Строительные конструкции ХУ111

● ТЕОРИЯ И РАСЧЕТ
ТОНКОСТЕННЫХ
И ПРОСТРАНСТВЕННЫХ
КОНСТРУКЦИЙ

Таллин 1978

78

ALANNA M. L. ...

...

...

...

...

...

...

...

Edm NSV
Teadusk
1 Raamatukogu
IV
Teaduste Akadeemia

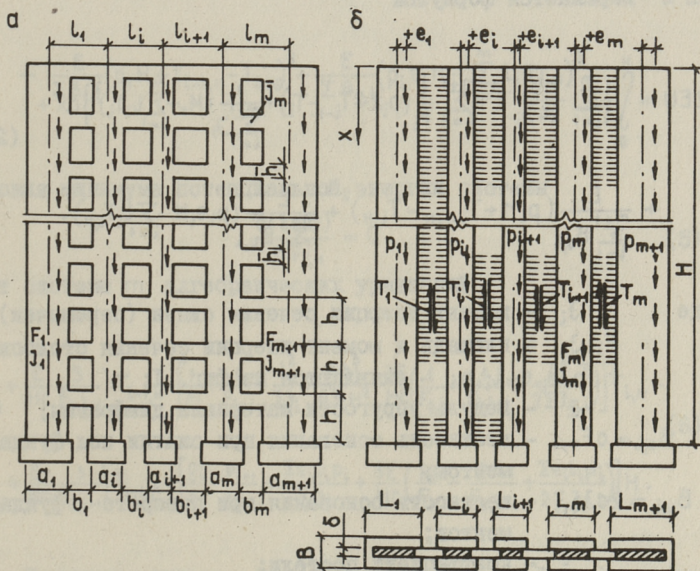
УДК 624.043.23

Л.А. Алликас

О РАСЧЕТЕ МНОГОРЯДОВЫХ ДИАФРАГМ ЗДАНИЯ
 НА ВЕРТИКАЛЬНЫЕ НАГРУЗКИ

В статье представлен приближенный метод расчета вертикально нагруженной диафрагмы (фиг. 1, а), который основан на минимуме потенциальной энергии. При этом предполагается, что:

1) сохраняется гипотеза плоских сечений элементов диафрагмы,



Фиг. 1.

2) столбы диафрагмы структурно подобраны и имеют постоянное сечение по всей высоте здания,

3) моменты распределяются между столбами пропорционально ее жесткости EJ_i ,

4) различие моментов инерции EJ_i в сечениях столбов диафрагмы и деформации перемычек незначительно.

Из двух последних условий вытекает, что нулевые точки изгибающих моментов перемычек можно принимать в середине пролета. В сделанном там же разрезе действуют сдвигающие силы T_i , суммы которых

$$T_i = \int_0^x T'_i dx \quad (I)$$

принимаются в качестве неизвестных величин.

Принимается континуальная расчетная схема (фиг. I, б). Потенциальная энергия системы, учитывая работу перемычек при изгибе столбов при нормальной силе и при изгибе и деформации оснований под фундаментами столбов, умножена на $2E$ и выражается формулой

$$2EU = \int_0^H \left\{ \sum_{i=1}^m \frac{hb_i^3}{24J_i} T_i + \sum_{i=1}^{m+1} \frac{1}{F_i} (p_i x + T_{i-1} - T_i)^2 + \frac{1}{\sum_{i=1}^{m+1} J_i} (M_0 - \sum_{i=1}^m l_i T_i)^2 \right\} dx +$$

$$+ \frac{E}{\sum_{i=1}^{m+1} B_{c,i}} (p_i H + T_{i-1,H} - T_{i,H})^2 + \frac{E}{\sum_{i=1}^{m+1} B_{u,i}} (p_i e_i H - \sum_{i=1}^m l_i T_{i,H})^2, \quad (2)$$

где \bar{J}_i — момент инерции сечения связи (перемычек);

F_i, J_i — площадь и момент инерции сечения столбов;

$h, \bar{h}, b_i, e_i, l_i, p_i$ — выявляются из фиг. I;

E — модуль упругости материала диафрагмы;

$B_{c,i} = c F_{\phi,i}$ — жесткость основания при сжатии под фундаментом;

$B_{u,i} = 2c J_{\phi,i}$ — жесткость основания при повороте фундаментов;

c — коэффициент постели;

$F_{\phi,i}$ — площадь подошвы фундамента;

$J_{\phi,i}$ — момент инерции подошвы фундамента; $M_0 = \sum_{i=1}^{m+1} e_i p_i x$.

При приближенном решении проблемы принимается, что T_i зависит от x линейно

$$\begin{aligned} T_i &= \frac{x}{H} T_{i,H}, \\ T'_i &= \frac{1}{H} T_{i,H}, \end{aligned} \quad (3)$$

где $T_{i,H}$ - сумма сдвигающих сил при $x = H$.

В таком случае потенциальная энергия системы (формула 2), после интегрирования, при $p_i = \text{const}$ имеет вид

$$\begin{aligned} 2EU &= \sum_{i=1}^m \frac{hb_i^3}{12\beta_i H} T_{i,H}^2 + \sum_{i=1}^{m+1} \frac{H}{3F_i} (p_i H + T_{i-1,H} - T_{i,H})^2 + \\ &+ \frac{1}{\sum \beta_i} \left(\sum_{i=1}^{m+1} \frac{1}{3} H^3 p_i^2 e_i^2 - \frac{2}{3} H^2 \sum_{i=1}^{m+1} e_i p_i \sum_{i=1}^m l_i T_{i,H} + \frac{1}{3} H \sum_{i=1}^m l_i^2 T_{i,H}^2 \right) + \\ &+ \frac{E}{\sum B_{c,i}} (p_i H + T_{i-1,H} - T_{i,H})^2 + \frac{E}{\sum B_{u,i}} \left(p_i e_i H - \sum_{i=1}^m l_i T_{i,H} \right)^2. \end{aligned} \quad (4)$$

Условия минимума потенциальной энергии системы

$$\frac{\partial(2EU)}{\partial T_{i,H}} = 0 \quad (5)$$

дают системы m алгебраических уравнений

$$\begin{aligned} &-\left(\frac{1}{F_{i-1}} + \frac{E}{Hc} \frac{3}{F_{\phi,i-1}} \right) T_{i-1,H} + \left[\frac{1}{F_i} + \frac{1}{F_{i+1}} + \frac{l_i^2}{\sum \beta_i} + \frac{hb_i^3}{4\beta_i H^2} + \frac{3E}{Hc} \left(\frac{1}{F_{\phi,i}} + \frac{1}{F_{\phi,i+1}} + \frac{l_i^2}{2\sum \beta_{\phi,i}} \right) \right] T_{i,H} - \\ &-\left(\frac{1}{F_{i+1}} + \frac{E}{Hc} \frac{3}{F_{\phi,i+1}} \right) T_{i+1,H} + \left[\frac{p_i}{F_i} - \frac{p_{i+1}}{F_{i+1}} + \frac{\sum e_i l_i p_i}{\sum \beta_i} + \frac{3E}{Hc} \left(\frac{p_i}{F_{\phi,i}} - \frac{p_{i+1}}{F_{\phi,i+1}} + \frac{\sum e_i l_i p_i}{2\sum \beta_{\phi,i}} \right) \right] H. \end{aligned} \quad (6)$$

Например, при $m = I$, учитывая, что $T_{i-1} = T_{i+1} = 0$, полу-

чим

$$T_{1, H} = \frac{\left[\frac{P_1}{F_1} - \frac{P_2}{F_2} + \frac{\sum e_i l_i p_i}{\sum J_i} + \frac{3E}{Hc} \left(\frac{P_1}{F_{\phi,1}} - \frac{P_2}{F_{\phi,2}} + \frac{\sum e_i l_i p_i}{2 \sum J_{\phi,i}} \right) \right] H}{\frac{1}{F_1} + \frac{1}{F_2} + \frac{hb_i^2}{4 \bar{J}_i H^2} + \frac{l_i^2}{\sum \bar{J}_i} + \frac{3E}{Hc} \left(\frac{1}{F_{\phi,1}} + \frac{1}{F_{\phi,2}} + \frac{l_i^2}{2 \sum \bar{J}_{\phi,i}} \right)} \quad (7)$$

Для иллюстрации сравниваются численные результаты, полученные по методу, изложенному в работе [1], с настоящими. Высота здания $H = 20h = 20 \cdot 3 = 60$ м, $a_I = a_2 = 4,0$ м, $b_I = 3,0$ м, $\bar{h} = 0,5$ м, $\delta = 0,16$ м, $p_I = 1,0$ Тс/м при эксцентриситете $e_1 = +2,0; 0; -2,0$ м, $p_2 = 0$. Коэффициент постели $c = \infty$.

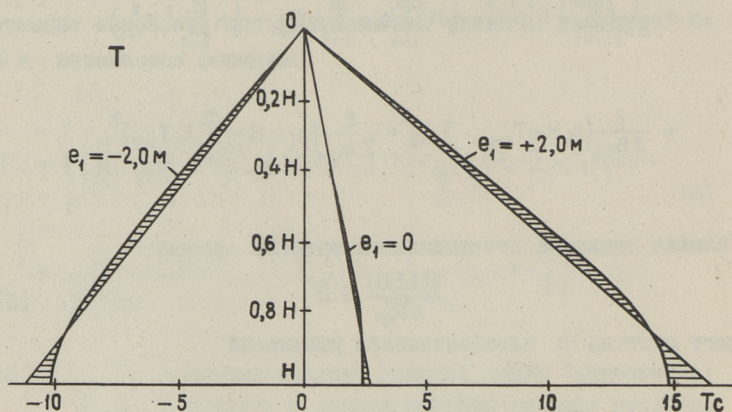
Сдвигающие силы (в скобках показаны результаты по работе [1])

при $e_1 = +2,0$ м $T = 16,64$ Тс (14,94),

при $e_1 = 0$, $T = 2,66$ Тс (2,39),

при $e_1 = -2,0$ м, $T = -11,32$ Тс (-12,64).

График обеих сдвигающих сил представлен на фиг. 2.



Фиг. 2.

Во втором примере со следующими данными:

$H = 20 \cdot 3 = 60$ м, $a_I = a_2 = a_3 = a_4 = 4,0$ м, $b_I = b_2 = b_3 = 3,0$ м, $\bar{h} = 0,5$ м, $\delta = 0,16$ м, $p_I = 1$ Тс/м, $c = \infty$, $p_2 = p_3 = p_4 = 0$ и при $\bar{J}_1 = \bar{J}_2 = \bar{J}_3 = \infty$ и $0,0016(6) \text{ м}^4$,

получаются сдвигающие силы

при $\bar{f}_i = \infty$, $T_I = 5,41$ Тс, $T_2 = 0,49$ Тс, $T_3 = 0,044$ Тс,

при $\bar{f}_i = 0,0016(6) \text{ м}^4$ $T_I = 4,52$ Тс, $T_2 = 0,34$ Тс,
 $T_3 = 0,026$ Тс. Отсюда видно, что сдвигающие силы T_i быстро убывают при удалении от нагруженного столба.

Для иллюстрации влияния деформаций основания под фундаментными столбами приведены результаты в следующем численном примере: $H = 10 \cdot 3 = 30$ м, $a_I = a_2 = 5,0$ м, $v_I = 3,0$ м, $\delta = 0,16$ м, $h = 0,5$ м, $p_I = 1$ Тс/м, $p_2 = 0$, $e = +2,5$ м и при разных жесткостях оснований, $A_I = A_2 = 6,0$ м и $B = 1,0$ м.

при $c = \infty$, $T = 6,18$ Тс (6,01),

при $c = 20000$ Тс/м³, $T = 7,93$ Тс (8,32),

при $c = 10000$ Тс/м³, $T = 8,38$ Тс (9,25).

В скобках показаны результаты по работе [2].

Л и т е р а т у р а

1. А л л и к а с Л.А. О расчете здания на вертикальных нагрузках. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 410, Таллин, 1976.

2. А л л и к а с Л.А. Приближенный метод расчета вертикальных диафрагм зданий при неравномерной усадке опор стоек. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 433, Таллин, 1977.

3. R o s e n R. Windscheiben mit beliebig vielen Öffnungsreihen. Deutsche Bauzeitschrift, Nr. 7, 1966.

L. Allikas

Pierced Walls Subjected to Vertical Loads

Summary

The article presents an approximate method for the analysis of shear walls subjected to vertical loads. The vertical loads are assumed to be distributed uniformly throughout the height of the system. The walls are weakened by several rows of openings and the foundations may be flexible. The points of contraflexure are assumed to be at midspan of the connecting beams. The method is based on the continuous connection technique.

A numerical example is presented.

УДК 624.043.6:69.025.5.001.58

У.В.-Э. Мянд

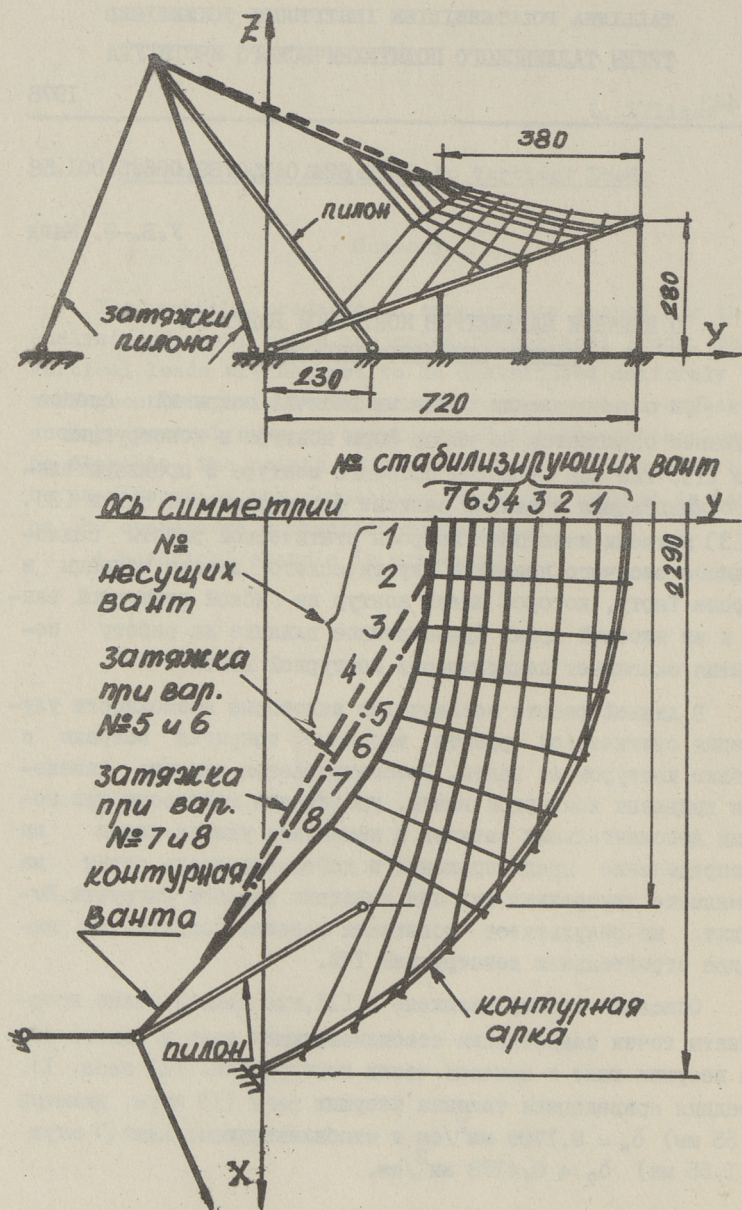
О ВЛИЯНИИ ПАРАМЕТРОВ КОНТУРНОЙ ВАНТЫ НА РАБОТУ ВИСЯЧЕГО ПОКРЫТИЯ

При осуществлении сетчатых висячих покрытий особое внимание обращается на выбор форм контура и конструкции его [1], так как от формы опорного контура и предварительного напряжения в вантах зависит форма вантовой сетки [2]. В [3] изучены некоторые вопросы статической работы седло-видного висячего покрытия акустического экрана эстрады в городе Тарту, которое имеет контур из гибкой контурной ванта и из плоской арки. Существенное влияние на работу покрытия оказывает податливость контурной ванта.

В данной работе исследуются некоторые возможности улучшения статической работы висячего покрытия эстрады с гибким контуром из ванта. Рассматривается влияние изменения кривизны контурной ванта, увеличение жесткости при помощи дополнительных затяжек и изменения уклона пилон на распределение преднапряжения и деформативность сетки на изменение внутренних сил при действии внешней нагрузки. Исходят из результатов испытания моделей покрытия на кафедре строительных конструкций ТПИ.

Описание модели изложено в [1], где даются также координаты точек закрепления стабилизирующих вант и одного конца несущих вант к арочной части контура (см. [1] табл. I). Средняя приведенная толщина несущих вант (15 штук, диаметр 1,55 мм) $\delta_n = 0,1709 \text{ мм}^2/\text{см}$ и стабилизирующих вант (7 штук ϕ 1,55 мм) $\delta_c = 0,4178 \text{ мм}^2/\text{см}$.

Координаты узлов сетки определялись в зависимости от напряженного состояния покрытия и координат узлов контур-



Фиг. 1.

ной ванты, за исключением узлов стабилизирующих вант № 5, 6 и 7 на средней 1/3 части пролета, где стабилизирующие и несущие ванты закреплялись между собой заранее. Координаты узлов закрепления несущих вант с контурной вантой определялись в зависимости от кривизны контурной ванты и уклона пилон.

Затяжки контурной ванты моделировались из высокопрочной проволоки 2 ϕ I, 55 мм ($F_3 = 3,76 \text{ мм}^2$) и закреплялись с контурной вантой в пролете у несущих вант № I и 3 (вар. 5 и 6) и у несущих пилонов из стальной трубы ϕ 26 мм $l_{\text{пилон}} = 760$ мм. Диаметр контурной арки 32 мм, контурная ванта из 2 ϕ I, 55 мм.

Описание и схема измерительных приборов, а также узлы загрузки сетки приведены на фиг. 2 [I].

Обозначение вант сетки и некоторые данные о модели даны на фиг. I.

При исследовании работы покрытия изменили следующие основные параметры покрытия:

1) уклон опорных пилонов относительно оси X в пределах β_x^0 от 70° до 84° и относительно оси Y в пределах β_y^0 от 53° до 75° ;

2) кривизну K_B и усиление контурной ванты затяжками.

Среднюю кривизну контурной ванты (измеряется на участке закрепления несущих вант) изменили в пределах от $K_B = 0,57 \text{ I/м}$ до $K_B = 2,2 \text{ I/м}$;

3) параметр нагрузки $p^* = p_i/p_0$, где p_i — равномерно распределенная нагрузка на покрытие, p_0 — собственный вес покрытия. При испытании $p_0 = 0,98 \text{ кН/м}^2$, для варианта № I, 2 ... 6 $p^* = 3,8$, а при максимальном нагружении $p^* = 2,9$;

4) параметр распределения преднапряжения затяжек (контурной ванты или затяжек пилонов) $\alpha_\sigma = \sigma_{i3}^0/\sigma_k^0$ и параметр усилий преднапряжения сетки $\alpha_T = T_n^0/T_c^0$, где σ_{i3}^0 и σ_k^0 — предварительные напряжения в затяжке и контурной ванте T_n^0 и T_c^0 — усилия преднапряжения в несущих и стабилизирующих вантах.

При анализе результатов изучены закономерности изменения следующих характеристик покрытия:

- распределение усилий и предварительного напряжения вантовой сетки (α_B^T и $\lambda_i^{\sigma} = \sigma_i^{\circ} / \sigma_{i\text{ср}}^{\circ}$),

- деформативность вантовой сетки характеризуется параметрами прогиба $w_i^* = w_i / L_i$ и $u_i^* = u_i / L_i$, где w_i и u_i - вертикальные и горизонтальные перемещения вант или контура, L_i - соответствующие пролеты,

- изменение напряжения в несущих и стягивающих вантах сетки относительно среднего преднапряжения в вантах соответственно $\Delta\sigma_n$ и $\Delta\sigma_c$, а также в элементах контура при действии нагрузки.

В таблице I приведены некоторые исходные параметры вариантов покрытия. При всех вариантах предварительное напряжение осуществлялось натяжением передней несущей ванты, а при вариантах № 7 и 8 производилось дополнительное урегулирование преднапряжения в вантах сетки. Для вариантов № 5 - 8 приведены средние напряжения в контурной ванте σ_k° в числителе, а в затяжке σ_3° в знаменателе, распределение напряжений $\alpha_{3k}^{\sigma} = \sigma_k^{\circ} / \sigma_3^{\circ}$.

По результатам исследования можно характеризовать поведение конструкции покрытия:

I. При создании преднапряжения в вантовой сетке.

I.I. При осуществлении преднапряжения вантовой сетки напряжением контурной ванты напряжение в контурной ванте (варианты № 1-4) и в затяжках контурной ванты (варианты № 5 - 8) отличаются не более 5,2% от заданных средних напряжений. При уменьшении кривизны контурной ванты без затяжки предварительные напряжения в вантовой сетке увеличиваются, но с изменением уклона пилонов, увеличивая β_x° и β_y° одновременно можно достичь большего увеличения преднапряжения в стабилизирующих вантах по сравнению с увеличением σ_n° в несущих вантах (см. табл. I, вар. № 1, 2, 3, 4).

Применением дополнительных затяжек в контуре можно достичь дополнительного увеличения средних напряжений в несущих вантах σ_n° , при применении $\alpha_{3k}^{\sigma} > 1$ также увеличения σ_c° для стабилизирующих вант (см. вар. № 6). До-

полнительное урегулирование отдельных вант может изменить соотношение средних напряжений $\alpha_{\sigma} = \sigma_{\text{н}}^{\circ} / \sigma_{\text{с}}^{\circ}$ (вар. № 7 и 8).

1.2. Характер распределения преднапряжения между несущими вантами существенно зависит от наличия дополнительной затяжки контурной ванты и от закрепления ее (см. на фиг. 2, а). В несущих вантах, у которых закрепляются затяж-



Фиг. 2.

Таблица I

№ вари- анта	Уклоны		Кривизна [1/м]	Средние преднатяжения			Пределы изме- нения парам. α_T	$\frac{\sigma_H}{\sigma_C}$	α_{3k}
	β_x°	β_y°		σ_K [МПа]	σ_H [МПа]	σ_C [МПа]			
1	78°	62°	2,21	453	96	101	0,5-1,32	0,95	-
2	78°	62°	0,57	448	121	140	0,5-1,24	0,86	-
3	84°	75°	0,57	454	103	154	0,3-1,03	0,67	-
4	70°	53°	0,57	421	123	130	0,5-1,13	0,95	-
5	70°	53°	1,17	$\frac{237}{260}$	138	147	0,4-1,80	0,94	0,91
6	70°	53°	1,17	$\frac{361}{273}$	155	185	0,35-1,72	0,84	1,32
7	70°	55°	0,97	$\frac{292}{280}$	147	140	0,58-1,70	1,05	1,04
8	70°	55°	0,97	$\frac{401}{256}$	156	148	0,61-1,88	1,05	1,57

ки в пролете, значительно увеличиваются напряжения (более чем 1,5 раза больше, чем средние напряжения в семействе вант).

Общий характер распределения напряжений в стабилизирующих вантах соблюдается при натяжении контурной ванты и его можно изменить при помощи дополнительной урегулировки отдельных вант в сетке, добываясь равномерного распределения λ_c^σ (варианты № 7 и 8).

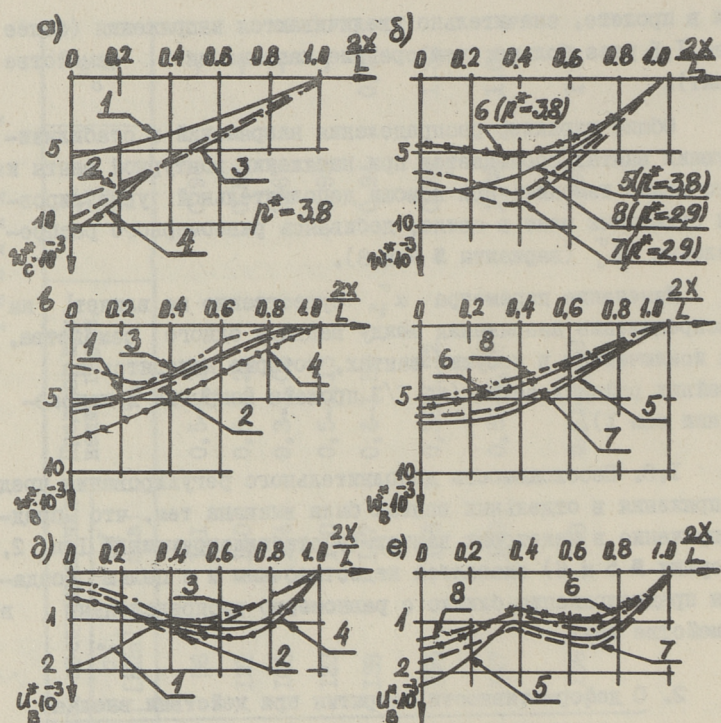
Изменение параметра $\alpha_{3к}^\sigma$ существенно не влияет на распределение напряжения между вантами одного семейства, за исключением в несущих вантах, которые находятся на крайних районах сетки (до 1/3 пролета покрытия в направлении оси X).

1.3. Необходимость дополнительного регулирования преднапряжения в отдельных вантах была вызвана тем, что преднапряжение в некоторых вантах (у стабилизирующих № 1 и 2, несущих № 5 и 6) оказалось недостаточным и с целью создания преднапряжения близко с равномерно распределенным в семействе вант.

2. 0 деформативности покрытия при действии внешней равномерно распределенной нагрузки

2.1. Максимальные вертикальные перемещения вантовой сетки от равномерно распределенной нагрузки наблюдались в узлах стягивающей ванты № 4 пролетом $L_A = 1720$ мм (см. на фиг. 3, а, б). При этом максимальные значения перемещений у варианта № 1-5 оказались на оси симметрии покрытия (под несущей вантой № 1), а у остальных вариантов (№ 6, 7 и 8) на 1/3 пролета от закрепления ванты. При увеличении кривизны контурной ванты максимальные перемещения сетки увеличиваются.

2.2. При применении дополнительных затяжек контурной ванты уменьшаются максимальные перемещения вантовой сетки. Затяжки при вариантах № 5 и 6 в работе эффективнее по сравнению с вариантами № 7 и 8 (фиг. 3, б) и при создании преднапряжения следует увеличивать преднапряжения в контурной ванте по сравнению с преднапряжениями в затяжке (варианты № 6 и 8).



Фиг. 3.

2.3. Относительные вертикальные перемещения контурной ванты пролетом $L_k = 2000$ мм меньше, чем перемещения стабилизирующих вант, но при всех случаях, за исключением варианта № 3, экстремальные значения определялись на оси симметрии покрытия (см. фиг. 3, в и г). Затяжки контурных вант уменьшают перемещения гибкого контура на участке их закрепления, но в остальной части контура их влияние незначительное как в вертикальном, так и в горизонтальном направлении (фиг. 3, в, г, д и е). Горизонтальные перемещения могут при этом увеличиваться.

2.4. Горизонтальные перемещения контурной арки оказались незначительными при всех вариантах: при параметре $r^* = 3,8$ у вариантов № I-6 в пределах I/1363 - I/996 пролета

арки $L_d = 2290$ мм и при $p^* = 2,9$ у вариантов № 7 и 8 в пределах I/I090 - I/II56 от пролета арки. Максимальные перемещения измерялись на оси у покрытия.

3. Об изменениях напряжений при параметре нагрузки $p^* = 3,8$ для вариантов № I-6 и $p^* = 2,9$ для вариантов № 7 и 8.

3.1. Прирост напряжений в несущих вантах $\Delta\sigma_n$ составляет 6-40% от σ_{ni}^0 в зависимости от варианта, а в контурной ванте в пределах I6-34% от σ_v^0 , причем наименьшие приросты $\Delta\sigma_n$ у вариантов № 5 и 6 (6-30% от σ_{ni}^0). Более равномерно распределяются $\Delta\sigma_n$ у вариантов № I, 7 и 8. Максимальные изменения $\Delta\sigma_n$ измерялись при большинстве вариантов на середине покрытия - в вантах № I, 2, 3 или 4. Определялась также разность между усилиями концевых участков одной ванты, причем в нижних участках некоторых вант напряжение уменьшалось.

3.2. Некоторые стабилизирующие ванты вариантов № I, 2, 3 и 4 потеряют свое преднапряжение (у вариантов № I и 4 ванты № I и 3, а у вариантов № 2 и 3 ванты № I). В остальных вантах уменьшается напряжение на 38-45% от преднапряжения σ_{ci}^0 . У вариантов № I-5 более чувствительным оказались ванты № I, 2 и 3 (потери $\Delta\sigma_c$ до 100% от σ_{ci}^0), а в остальных случаях ванты № 5, 6 или 7 (потери $\Delta\sigma_c$ до 84% от σ_{ci}^0).

3.3. Более загруженными оказались боковые затяжки пилон по сравнению с передними затяжками. Соотношение между напряжениями в затяжках получены соответственно в пределах 2, I-2,8, которое при действии нагрузки на покрытие увеличивается. Наиболее загруженными оказались затяжки пилон варианта № 6.

3.4. При уменьшении предварительного напряжения в стабилизирующих вантах контурная арка будет загружена распорами несущих вант, которые увеличивают максимальные напряжения в арке. Например, у вариантов 7 и 8 по абсолютному значению (при $p^* = 2,9$) напряжения арки увеличивались I,88 и 2,2 раза по сравнению с преднапряжениями контура.

Максимальные изгибающие моменты в ключе контура изменили свой знак уже при незначительных параметрах нагрузки ($p^* < 1$).

Выводы и рекомендации

Осуществление преднапряжения всячего покрытия гибкой контурной вантой целесообразно производить натяжением контурной ваны, но производить дополнительную регулировку отдельных вант сетки, которые могут оказаться недостаточно напряженными.

Существенного эффекта при улучшении работы покрытия (обеспечение преднапряжения в вантах, уменьшение деформативности покрытия и т.д.) можно добиться усилением контурной ваны затяжками, причем необходимо учитывать схему закрепления затяжки контурной ваны. Рационально выбрать усилие предварительного напряжения контурной ваны больше усилия затяжки.

Л и т е р а т у р а

1. Отто Ф., Шлейер К. Тентовые и вантовые строительные конструкции. М., Стройиздат, 1970.

2. Кульбах В.Р., Нйгер К.П. О начальной геометрии предварительно напряженной вантовой сети. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 278, Таллин, 1969.

3. Кульбах В.Р., Мянд У.В.-Э. О статической работе всячего покрытия с гибким контуром из ваны. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 433, Таллин, 1977.

On the Influence of Edge Frame Cable Factors on
the Work of Hanging Roof

Summary

The paper deals with the results of the model tests of hanging roofs of negative curvature with a flexible edge frame from a cable. The construction of the model was given in the paper [3]. The differences of boundary conditions of hanging roofs by testing are shown in Fig. 1. The model was investigated by various curvatures and constructions of edge frame cable.

The results of the analysis of deformations and tensions in network prestressing and by loading are presented. Some recommendations for changing the edge frame cable factors to improve the work of hanging roof are given.

УДК 624.074.4.621.031

Д.А. Тярно

ИССЛЕДОВАНИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ОБОЛОЧЕК В СТАДИИ С ТРЕЩИНАМИ

Как выясняется из большого количества исследований разных типов пологих оболочек, самыми сложными и капризными с точки зрения статической работы являются цилиндрические оболочки средней длины (поперечные изгибающие моменты разных знаков, зависимость распределения внутренних сил от геометрии, поперечного распределения внешней нагрузки, связей).

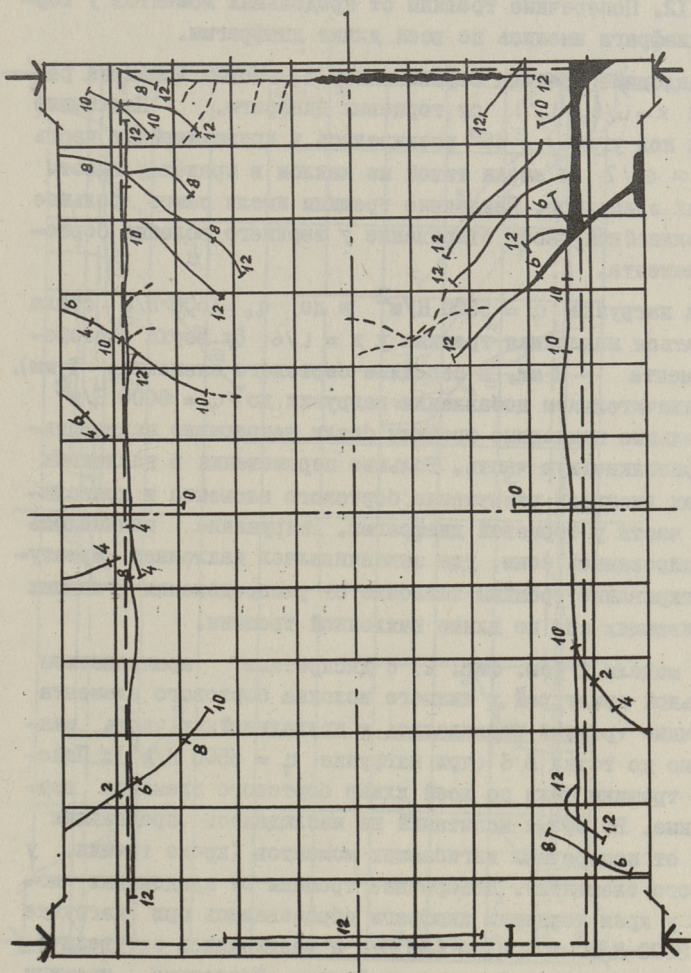
Важной задачей является расчет железобетонных оболочек в стадии с трещинами.

Расчет железобетонных цилиндрических оболочек с поперечными трещинами в растянутой зоне зависит в большей степени от расположения продольной арматуры. При армировании арматурным стрингером F_d у нижнего края бортового элемента все продольные растягивающие силы воспринимаются только стрингером. В протяжении трещины продольная сила $T_x = 0$ и приращение сдвигающих сил ζ должно быть постоянным в протяжении этой же трещины [1]. При армировании растянутой зоны в соответствии с эпурой продольных растягивающих сил T_x вышеизложенная расчетная схема при появлении трещин не применима. Несмотря на трещины, растянутая зона имеет способность передавать продольные силы. В пределах трещины жесткость оболочки на растяжение и изгиб существенно уменьшается. В расчетах можно использовать приведенные жесткости, где считаются с площадью арматуры и работой бетона на растяжение и изгиб между трещинами. Здесь можно использовать коэффициенты ψ_d , используемые для обычной железобетонной балки. С другой стороны, можно предполо-

жить, что работа бетона между трещинами мало влияет на общее распределение внутренних сил всей конструкции, так как все основные внутренние силы T_x, ξ, m_2 очень тесно связаны между собой и в промежутке между поперечными трещинами не имеют возможности резко изменяться.

Для проверки теоретических аспектов [2], [3] были испытаны 4 модели цилиндрических оболочек размерами в плане $2,4 \times 1,2$ м из армированного цементного раствора. Основные размеры $R = 104,6$ см, высота криволинейной части $f = 18,9$ см, высоты бортовых элементов соответственно $b_0 = 15,8; 11,0; 6,6$ и $6,6$ см, $\alpha_0 = 35^\circ$. Продольная арматура находилась в виде стрингера $\phi 10$ мм у низа бортового элемента, диагональная арматура $\phi 1$ мм, шагом 20 мм в протяжении 50 см от торцевой диафрагмы. Модель упругости раствора $E = 1,37 - 1,57 \cdot 10^6$ Н/см². Поперечное распределение нагрузки зависело от возможности влияния действительных нагрузок (нагрузка на бортовой элемент q_0 зависит от размеров бортового элемента):

Модель I (см. фиг. I) с дискретным армированием продольной арматурой у нижнего волокна бортового элемента имела начальные поперечные трещины до нагружения в зоне $x = L/2$. Вертикальные незначительные трещины имелись в торцевых диафрагмах. При малых ступенях нагружения поперечные трещины открывались ($0,2 \div 0,3$ мм) до точки № 6 на поперечном сечении (в зонах у обоих бортовых элементов). С образованием дополнительных поперечных трещин в бортовых элементах, с уменьшением общей жесткости бортовых элементов, а также с появлением наклонных трещин поперечные трещины закрывались и в дальнейшем наблюдались только в пределах бортовых элементов. Самое значительное открывание поперечных и наклонных трещин имело место вблизи верхнего края бортового элемента. Поперечные трещины у продольного арматурного стрингера F_d (у низа бортового элемента) открывались очень мало. Во время испытаний не отмечалось продольных трещин от отрицательных или положительных поперечных изгибающих моментов. Продольные трещины имелись только у бортовых элементов (от отрицательных моментов крепления) по всей длине оболочки. Эти трещины образовались при ступенях нагрузки



№	q Н/М ²	q_0 Н/М
1	500	150
2	1000	300
3	1500	450
4	2000	600
5	2500	750
6	3000	900
7	3500	1050
8	4000	1200
9	4500	1350
10	5000	1500
11	5500	1650
12	6000	1800

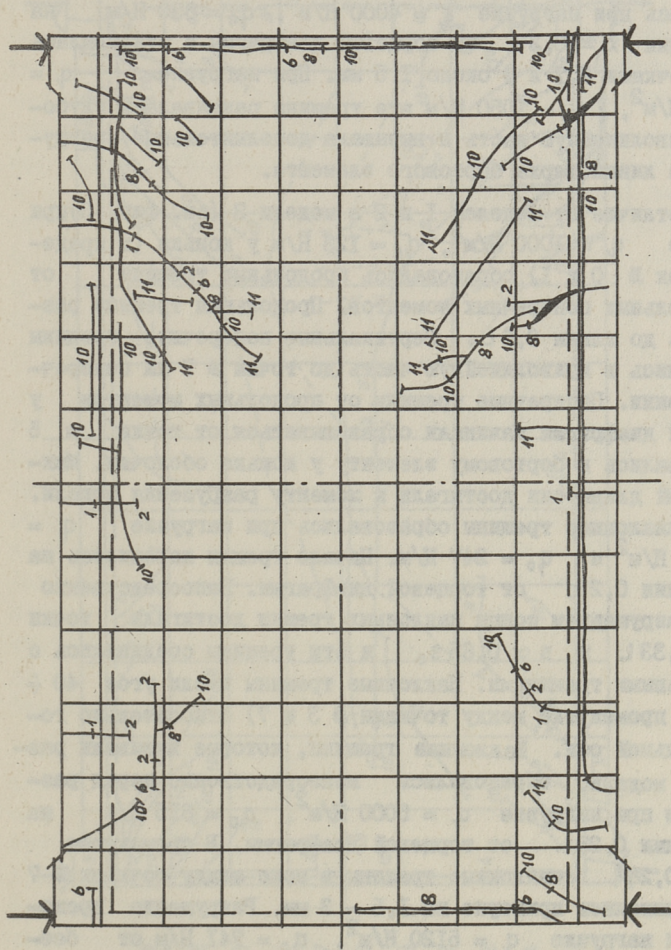
Фиг. 1. Характер развития трещин в модели № 1.

№ II - I2. Поперечные трещины от продольных моментов у торцевых диафрагм имелись по всей длине диафрагмы.

Наклонные трещины образовались в угловых зонах на расстоянии $x = L/6 \div L/3$ от торцевых диафрагм. Наклонные трещины под углом $\sim 45^\circ$ развивались в криволинейную часть до $s \approx s_0/2$ и имели такой же наклон в пределах высоты бортовых элементов. Наклонные трещины имели самое большое в криволинейной части открывание у верхнего волокна бортового элемента.

При нагрузке $q_f = 5500 \text{ Н/м}^2$ и до $q_0 = 1500 \text{ Н/м}$ стала открываться наклонная трещина у $x = L/6$ (у верха бортового элемента $\sim 2 \text{ мм}$, в середине бортового элемента 1 мм). При незначительном добавлении нагрузки до $q_f = 6000 \text{ Н/м}^2$ параллельные наклонные трещины стали непрерывно развиваться в криволинейную часть. Большие перемещения в наклонных трещинах вызвали разрушение бортового элемента и криволинейной части у торцевой диафрагмы. Разрушение начиналось с неармированной зоны, где заканчивалась наклонная арматура. Открывание трещины зависело от распределения главных растягивающих сил по длине наклонной трещины.

В модели 2 (см. фиг. 2) с дискретным армированием продольной арматурой у нижнего волокна бортового элемента поперечные трещины развивались в криволинейную часть максимально до точки № 6 (при нагрузке $q_f = 5500 \text{ Н/м}^2$). Поперечные трещины были по всей длине бортового элемента вертикальные. Во время испытаний не наблюдалось продольных трещин от поперечных изгибающих моментов (кроме трещин у бортового элемента). Поперечные трещины от продольных моментов у края торцевых диафрагм образовались при нагрузке $q_f = 3000 \text{ Н/м}^2$ и $q_0 = 630 \text{ Н/м}$ и развивались с увеличением нагрузки по всей длине диафрагмы. Наклонные трещины имели в зоне между точками № 3 и 6 поперечного сечения угол $35-45^\circ$. Такой угол указывает на влияние продольной сжимающей силы T_x в этой зоне. Первая наклонная трещина начиналась из точки $x \approx 0,2L$. При нагрузке $q_f = 5500 \text{ Н/м}^2$ и до $q_0 = 1050 \text{ Н/м}$ наклонные трещины развивались максимально до точки $x = 0,38L$ и $s = 0,68s_0$ в криволинейной части. Образование и развитие трещин было очень симметрично относительно конька модели.



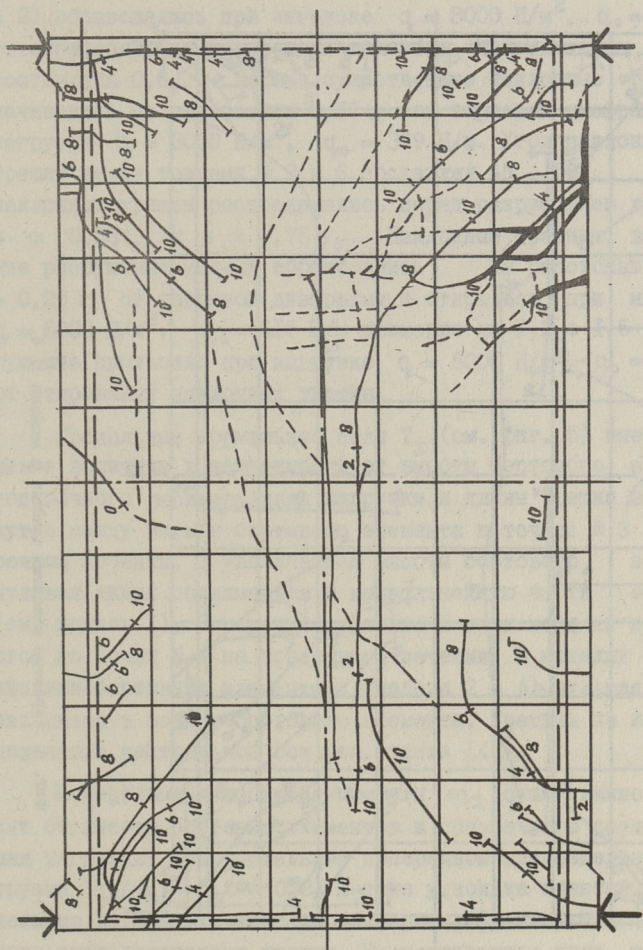
№	q Н/М ²	q_0 Н/М
1	500	105
2	1000	210
3	1500	315
4	2000	420
5	2500	525
6	3000	630
7	3500	740
8	4000	850
9	4500	950
10	5000	1050

Фиг. 2. Характер развития трещин в модели № 2.

Наклонная трещина, вызывающая разрушение модели, образовалась при нагрузке $q_1 = 4000 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 850 \text{ Н/м}$ на расстоянии $x \approx 0,3L$ от торцевой диафрагмы и открывалась между точками № 7 и 8 около 1,5 мм. При нагрузке $q_1 = 5500 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 1050 \text{ Н/м}$ эта трещина развивалась глубоко в криволинейную часть и вызвала дополнительные разрушения на линии верха бортового элемента.

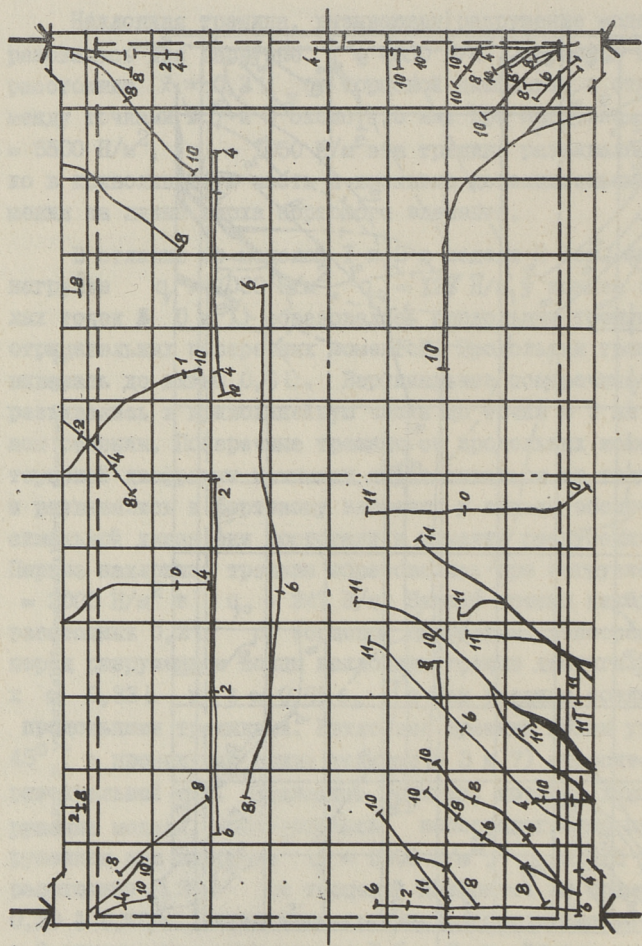
В отличие от моделей 1 и 2 в модели 3 (см. фиг. 3) при нагрузке $q_1 = 1000 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 123 \text{ Н/м}$ у конька (в пределах точек № 0 и I) образовались продольные трещины от отрицательных поперечных моментов. Продольная трещина развивалась до длины $0,6L$. Вертикальные поперечные трещины развивались в криволинейную часть до точки № 7 на поперечном сечении. Поперечные трещины от продольных моментов у торцевой диафрагмы начинали образовываться от точки № 5 и развивались к бортовому элементу у конька оболочки. Максимальной длины они достигали к моменту разрушения модели. Первые наклонные трещины образовались при нагрузке $q_1 = 2000 \text{ Н/м}^2$ и $q_0 = 247 \text{ Н/м}$. Начало трещин находилось на расстоянии $0,2L$ от торцевой диафрагмы. Непосредственно перед разрушением концы наклонных трещин достигали точки $x \approx 0,33L$ и $s \approx 0,65s_0$ и эти трещины соединялись с продольными трещинами. Наклонные трещины имели угол $40 \div 45^\circ$ (в промежутке между точками № 3 и 7) относительно горизонтальной оси. Наклонные трещины, которые вызвали разрушение модели, образовались непосредственно перед разрушением при нагрузке $q_1 = 5000 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 615 \text{ Н/м}$ на расстоянии $0,28L$ от торцевой диафрагмы. В промежутке $0,20 \div 0,28L$ наклонные трещины в зоне между точками № 7 и 8 открывались примерно на 1,5 - 3 мм. Разрушение проходило при нагрузке $q_1 = 5120 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 741 \text{ Н/м}$ от беспрепятственного развития наклонных трещин и вызванного этим разрушения бортового элемента в угловой зоне.

Модель 4 (см. фиг. 4) с дискретным армированием продольной криволинейной арматурой у нижнего волокна бортового элемента имела до нагружения начальные поперечные трещины в зонах $x = L/2$. Поперечные трещины от внешней нагрузки образовались при нагрузке $q_1 = 4000 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 492 \text{ Н/м}$. Продольные трещины у конька модели (у точек № I



№	q н/м ²	q_0 н/м
1	500	62
2	1000	123
3	1500	185
4	2000	247
5	2500	308
6	3000	369
7	3500	431
8	4000	492
9	4500	554
10	5000	615

Фиг. 3. Характер развития трещин в модели № 3.



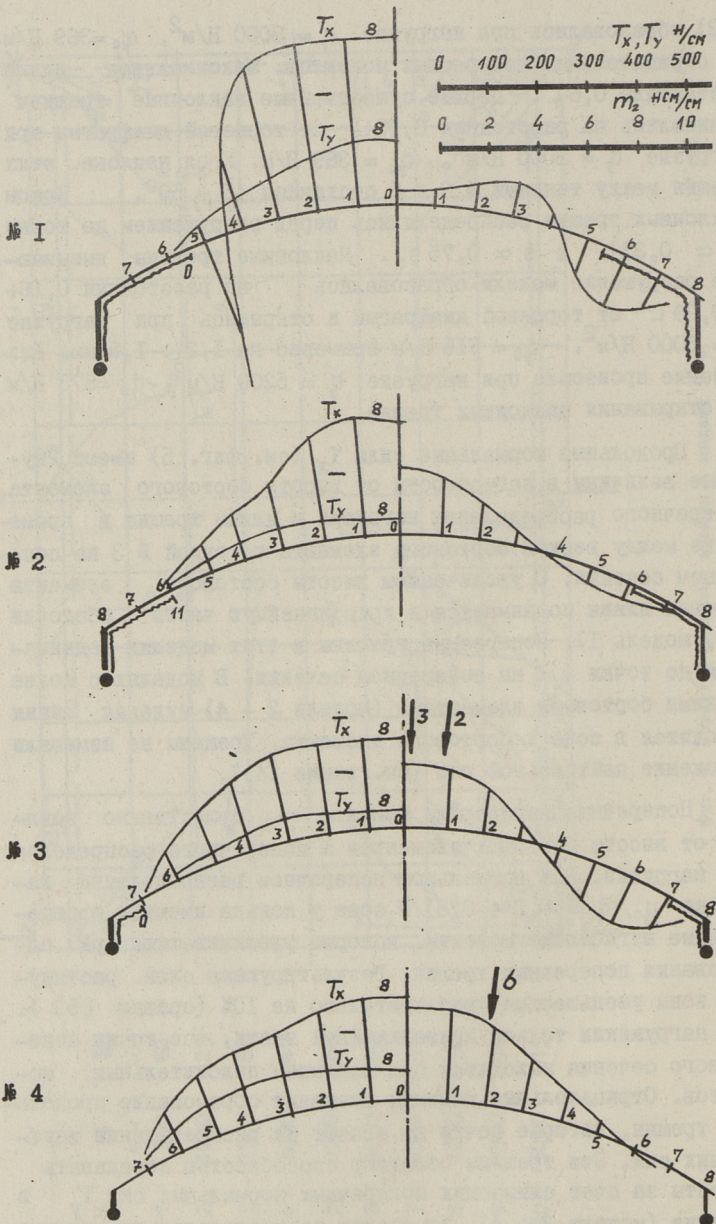
№	q Н/М ²	q_0 Н/М
1	500	62
2	1000	123
3	1500	185
4	2000	247
5	2500	308
6	3000	369
7	3500	431
8	4000	492
9	4500	554
10	5000	615

Фиг. 4. Характер развития трещин в модели № 4.

и 2) образовались при нагрузке $q = 3000 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 369 \text{ Н/м}$ от отрицательных поперечных моментов. Максимальная длина составляла $0,6L$. Первые существенные наклонные трещины начинались на расстоянии $0,15L$ от торцевой диафрагмы при нагрузке $q = 3000 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 369 \text{ Н/м}$. Угол наклона этих трещин между точками № 3 и 6 составлял $45 \div 50^\circ$. Концы наклонных трещин распределялись перед разрушением до точки $x \approx 0,33L$ и $s \approx 0,75s_0$. Наклонные трещины, вызывающие разрушение модели образовались на расстоянии $0,16 \div 0,29L$ от торцевой диафрагмы и открылись при нагрузке $q = 5000 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 615 \text{ Н/м}$ примерно на $1,2 \div 1,5 \text{ мм}$. Разрушение произошло при нагрузке $q = 5200 \text{ Н/м}^2$, $q_0 = 673 \text{ Н/м}$ от открывания наклонных трещин.

Продольные нормальные силы T_x (см. фиг. 5) имеют нулевые величины в зависимости от высоты бортового элемента, поперечного распределения нагрузки и длины трещин в промежутке между верхом бортового элемента и точкой № 3 на поперечном сечении. С увеличением высоты бортового элемента нулевая линия поднимается в криволинейную часть оболочки (см. модель I). Поперечные трещины в этих моделях поднимаются до точки № 4 на поперечном сечении. В моделях с более низкими бортовыми элементами (модели 2 - 4) нулевая линия находится в зоне у бортового элемента. Трещины не изменяли положение нейтральной оси (см. также [4]).

Поперечные изгибающие моменты m_2 существенно зависят от высоты бортовых элементов и поперечного распределения нагрузки. При нормальном поперечном распределении нагрузки $q_0/\bar{q} = 0,2 \div 0,3$ в зоне у конька имеются отрицательные изгибающие моменты, которые увеличиваются при образовании поперечных трещин. Результирующая сила растянутой зоны уменьшается приблизительно на 10% (сравни [5]). При нагружении только криволинейной части, все точки поперечного сечения находятся под влиянием положительных моментов. Отрицательные моменты вызывают образование продольных трещин, которые почти не влияют на распределение внутренних сил. Эти трещины обладают способностью передавать моменты за счет сжимающих поперечных нормальных сил T_y в трещине (модели 3 \div 4). Измерения распределения продольных сил в арматурном стрингере проводились в обоих бортовых

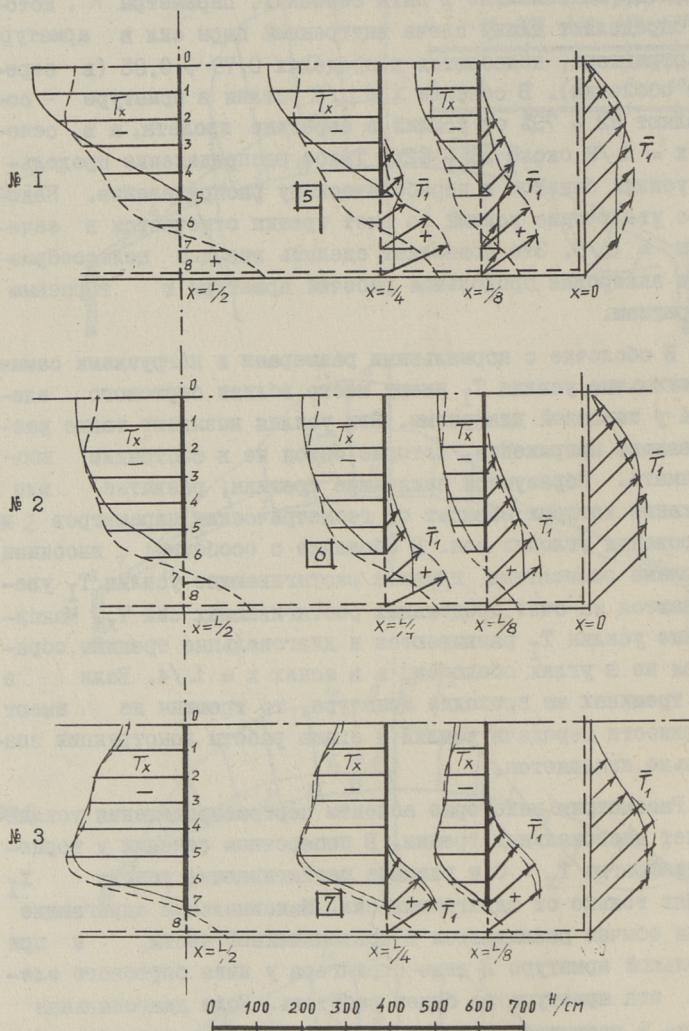


Фиг. 5. Внутренние силы в моделях № 1 + № 4 из цементного раствора. Соответствующие ступени нагружения см. на фиг. 1 + 4.

элементах максимально в пяти сечениях. Параметры K^A , которые определяют длину плеча внутренней пары сил в арматурном стрингере, колеблются в пределах $0,79 \div 0,85$ (в середине оболочки). В сечении $x = L/4$ усилия в арматуре составляют $62 \div 79\%$ от усилий в середине пролета, а в сечении $x = L/8$ около $58 \div 62\%$. Такое распределение продольных усилий близкое к параболическому распределению. Некоторое увеличение усилий за счет трещин отмечается в сечении $x = L/8$. Это позволяет сделать вывод о целесообразности анкеровки продольной рабочей арматуры к торцевым диафрагмам.

В оболочке с нормальными размерами и нагрузками самые значительные усилия T_I имеют место вблизи бортового элемента у торцевой диафрагмы. Эти усилия вызывают также растягивающие напряжения, которые бетон не в состоянии воспринимать. Образуются наклонные трещины, развитие или затухание которых зависит от геометрических параметров и армирования угловых зон. В оболочке с особенно высокими бортовыми элементами главные растягивающие усилия T_I увеличиваются за счет продольных растягивающих сил T_x . Максимальные усилия T_I развиваются и диагональные трещины образуются не в углах оболочек, а в зонах $x = L/4$. Если в этих трещинах не проходит арматура, то трещины не имеют возможности передачи усилий и схема работы конструкции значительно изменяется.

Рассмотрим некоторые аспекты перераспределения усилий за счет диагональных трещин. В поперечном сечении у торцевой диафрагмы $T_x = 0$ и главные растягивающие усилия T_I зависят только от сдвигающих сил. Максимальные сдвигающие усилия обычно развиваются в криволинейной части, и при продольной арматуре в виде стрингера у низа бортового элемента эта арматура не будет работать. Если диагональная трещина в неармированном сечении образуется в сечениях $x = L/4$, то некоторая часть растягивающих усилий перераспределяется на арматурный стрингер. Если трещина способна передавать сдвигающие силы, то в пределах трещин развиваются постоянные сдвигающие усилия, что вызывает увеличение усилий в стрингере и уменьшение отрицательных моментов. Это перераспределение сопровождается увеличением потенциальной энергии.



Фиг. 6. Распределение главных растягивающих усилий T_1 в угловых зонах при расчете с фиктивными поперечными трещинами.

Данные расчета: $L = 2,4$ м, $l = 1,2$ м, $\alpha_0 = 35^\circ$, $R = 1,046$ м,

$\delta = 0,08$ м, $F_d = 0,785$ см², $q = 4000$ н/м². Для оболочки

№ 1 $q_0 = 1200$ н/м, $b_0 = 0,158$ м; № 2 $q_0 = 850$ н/м, $q_0 = 0,11$; № 3 $q_0 = 490$ н/м, $b_0 = 0,066$ м;

— при максимальной длине трещин;

- - - трещины в пределах бортовых элементов.

Если растягивающие усилия перераспределяются в криволинейной части у конца трещины, то это не требует дополнительной энергии. Если у конца трещины отсутствует растягивающая арматура, то трещина развивается дальше в криволинейную часть. Надо отметить, что неармированные диагональные трещины в угловых зонах вызывают перераспределение продольных сил в средних зонах оболочек.

На фиг. 6 представлены результаты расчетов угловых зон (диагональными трещинами) с заменяющими фиктивными поперечными трещинами. Рассматриваются два основных положения — трещина до высоты бортового элемента и трещина с максимальной длиной. На фиг. 6 представлены эпюры продольных нормальных сил T_x и векторы главных растягивающих усилий T_I . В упругой стадии в бортовом элементе (в зависимости от геометрических и грузовых параметров у верхнего или нижнего волокна) такие растягивающие усилия, которые вызывают образование трещин. Дальнейшее развитие трещин зависит от главных растягивающих сил в криволинейной части. Теоретические аспекты подтверждаются экспериментальными данными.

В моделях I ÷ 4 применялось армирование наклонной арматурой узкой зоны ($L/5$) у торцевой диафрагмы. Предполагалось, что в остальных участках происходит перераспределение главных растягивающих сил и неармированная трещина мало влияет на несущую способность оболочки. В ходе экспериментов выяснилось, что существенного перераспределения главных растягивающих сил не происходило и модели разрушались по наклонным трещинам, которые развивались далеко в криволинейную часть. Наклонные трещины, по которым происходило разрушение, начинали образовываться и открываться в зонах, где кончалось армирование угловой зоны (в сечениях $x \approx L/4$). В армированных зонах наклонные трещины открывались незначительно. Отмечалось перераспределение растяжения к концу трещины и в некоторой мере в арматурном стрингере. Во всех испытанных оболочках развивались диагональные трещины, соответствующие главным растягивающим напряжениям в углах оболочек.

Аналогичные результаты были представлены в работе [6], где ожидавшегося перераспределения усилий между плитой и

бортовой балкой после появления трещин не произошло.

Образующиеся наклонные трещины в угловых зонах можно заменить фиктивными поперечными трещинами. Из расчета нескольких оболочек с различными геометрическими и грузовыми параметрами и фиктивными поперечными трещинами максимальной возможной длины вытекает, что главные растягивающие усилия в неармированном сечении у концов трещин начинают увеличиваться. Это вызывает новое увеличение длины трещины.

Таким образом, передача главных растягивающих усилий T_I неармированным сечением с трещиной не применима. Невозможно представить существенного перераспределения главных растягивающих сил за счет продольных сил, так как основными компонентами этих усилий являются сдвигающие усилия. Модели разрушались по наклонным трещинам, которые развивались далеко в криволинейную часть. Наклонные трещины, по которым происходило разрушение, начали образовываться и открываться в зонах, где началось армирование угловой зоны. В армированных зонах наклонные трещины открывались незначительно.

По теоретическим и экспериментальным данным главные растягивающие усилия T_I передаются через наклонные трещины при помощи специальной арматуры, которая должна быть предусмотрена полной мощностью.

Л и т е р а т у р а

1. Л а у л Х.Х. Цилиндрические железобетонные оболочки с трещинами в растянутой зоне.—"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 45, Таллин, 1953.

2. Л а у л Х.Х., Т я р н о Д.А. Расчет железобетонных оболочек с продольными и поперечными трещинами.—"Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 357. Строительные конструкции и строительная физика XIV, Таллин, 1974.

3. Л а у л Х.Х., Т я р н о Д.А. О цилиндрических и квазцилиндрических ($R_1/R \approx 10$) оболочках с поперечными и продольными трещинами. — Труды X Всесоюзной конференции по теории оболочек и пластин II. Тбилиси, 1975.

4. 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.

5. С м и р н о в а Е.М., Ч и н е н к о в Ю.В. Работа железобетонных многоволновых цилиндрических оболочек покрытий в упругой стадии после появления трещин и при разрушении. Бетон и железобетон, № II, 1969.

6. Н о в и к о в В., Ч и н е н к о в Ю.В. Анализ работы и схемы разрушения сборных предварительно напряженных оболочек. Строительная механика и расчет сооружений, № 2, 1963.

J. Täрно

Analysis of the Behaviour of Cylindrical
Shells Crossed by Cracks

Summary

Some results of the analysis of a stress-strain state of cylindrical reinforced concrete shells in the case of cracks are presented in the paper. The design method permits the evolution of internal forces in the state where cracks are present. It also allows the effect of reinforcement to be considered. Provided the cracks appear at a certain stage of loading the computing scheme for the shell entirely changes. On the extension of the crack $T_1 = 0$ except for the force of the working reinforcement crossing the crack. That reinforcement can be regarded as a stringer accepting only longitudinal forces. It is possible to use the reduced stiffness taking into account the influence of bending and stress of reinforcement and concrete between the cracks. On the other hand the working concrete between the cracks has little possibility to influence the distribution of inner forces of the whole structure. All the inner forces are closely connected with one

another and have no possibility to change sharply between the cracks. There are 4 discrete reinforced concrete models for testing the theoretical aspects. We can draw a conclusion that the essential overchanges of the principal internal force T_1 caused by the longitudinal forces T_x do not take place. The failure of the shell can be caused by the appearance of unreinforced diagonal cracks. These cracks start evolution on the unreinforced zones and travel farther into the cylindrical part of the shell. We must draw a conclusion that the transfer of the principal internal force T_1 by the unreinforced diagonal cracks is not used. All these forces must be transferred by the special reinforcement.

СРАВНЕНИЕ ПРИНЦИПИАЛЬНЫХ ЭПЮР ОСНОВНЫХ
ВНУТРЕННИХ СИЛ ДЛЯ КВАЗИЦИЛИНДРИЧЕСКИХ
И ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК С РАЗНЫМИ
ГЕОМЕТРИЧЕСКИМИ И ГРУЗОВЫМИ ПАРАМЕТРАМИ

Квазицилиндрическими в настоящей работе называются очень пологие в продольном направлении оболочки двоякой кривизны. При реальных краевых условиях оболочки такого типа по характеру работы близки к цилиндрическим оболочкам средней длины [3]. Квазицилиндрические оболочки положительной кривизны при нагружении сохраняют положительную Гауссову кривизну. Цилиндрические оболочки могут в деформированном состоянии оказаться оболочками отрицательной кривизны.

Основные геометрические параметры всех сравнительных моделей почти одинаковы (см. фиг. I), изменяется только продольная кривизна криволинейной части. Сравниваются три основные группы оболочек: I группа — квазицилиндрические оболочки положительной кривизны $R_1/R = 5-10$; II группа — цилиндрические оболочки $R_1/R \rightarrow \infty$, III группа — квазицилиндрические оболочки отрицательной кривизны $R_1/R = -5 + -10$. Во всех моделях в ненагруженном состоянии точка конька (№ 0) в середине оболочки (центральная точка) находилась выше угловых точек ($f > 0$).

В таблице I представлено распределение внутренних сил T_x и m_2 в зависимости от рабочей схемы (схемы I + 4, $f/h = 0,6$) при разных отношениях главных радиусов. Первые два типа (№ I и № 2) описывают оболочки положительной Гауссовой кривизны. У этих оболочек в основном развиваются отрицательные поперечные изгибающие моменты,

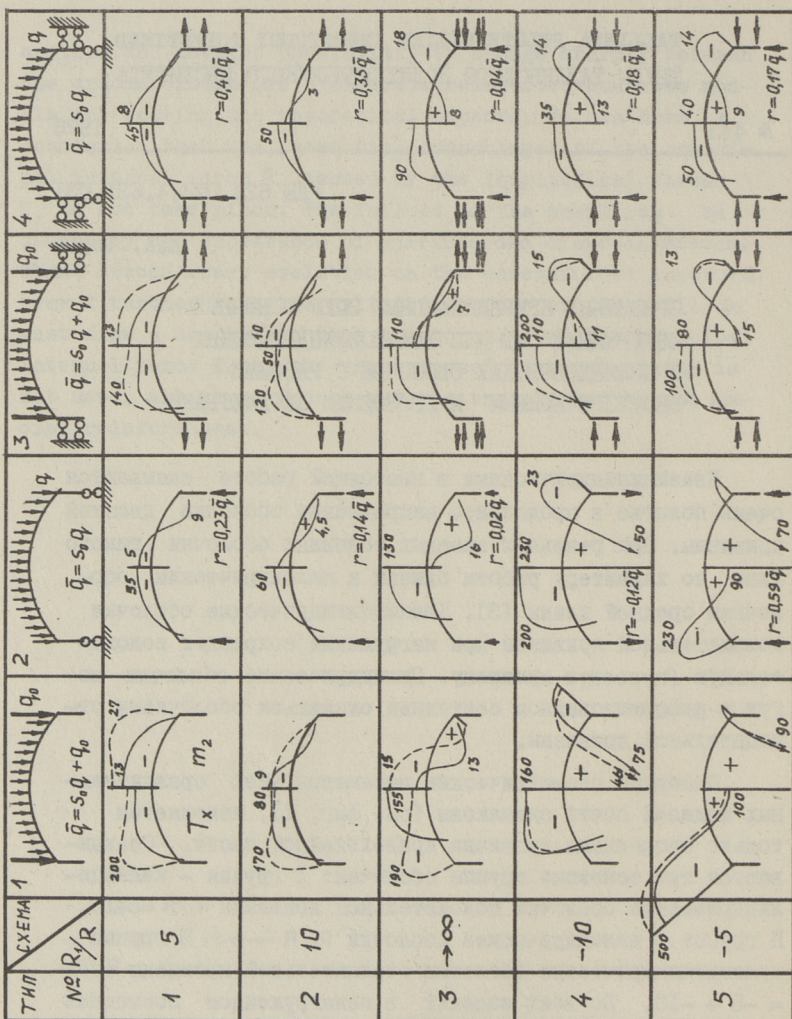
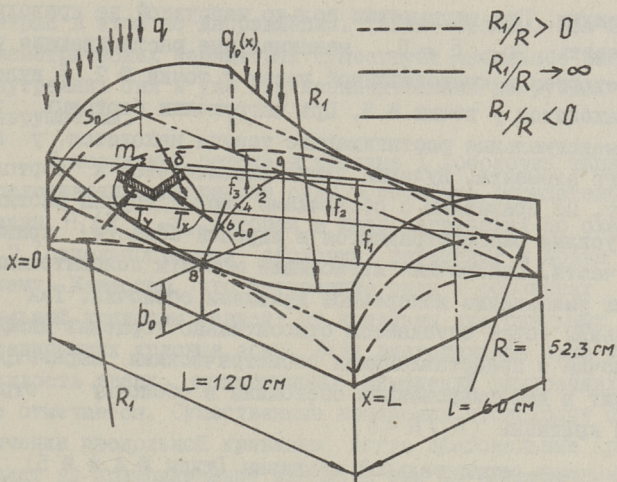


Таблица 1. Принципиальное распределение основных внутренних сил T_x и m_2 в зависимости от типа оболочки и расчетной схемы; — $q_0/\bar{q} = 0$,
 - - - $q_0/\bar{q} = 0,25$.



Фиг. 1. Основные геометрические данные исследуемых объектов.

которые не изменяют знака при изменении поперечного распределения нагрузки. С увеличением нагрузки на бортовой элемент q_0 отрицательные моменты увеличиваются в основном у четверти оболочек.

В отдельстоящих оболочках со свободными бортовыми элементами (схема № 1) поперечные изгибающие моменты увеличивают поперечную кривизну оболочки, что приводит к более удобным условиям статической работы оболочки. Существует тенденция увеличения общей высоты оболочки и высоты диагональных арок, соединяющих угловые точки с центральной точкой у конька оболочки.

Для первой группы оболочек при всех схемах нагружения отмечается типичное распределение продольных сил T_x , причем максимальные сжимающие усилия развиваются у точки № 5 в криволинейной части. Нейтральная линия находится у верха бортового элемента.

Цилиндрические оболочки (тип № 3) рассматриваются как объекты для сравнения распределения внутренних сил. Отмечается значительное влияние поперечного распределения нагруз-

ки на усилия. При нагружении только нагрузкой на криволинейную часть $q_0/\bar{q} = 0$, максимальные растягивающие усилия отмечаются в криволинейной части у точки № 7, а нулевая линия находится у точки № 5. При нагружении бортовых элементов максимальные растягивающие усилия находятся у низа бортового элемента. Нулевая линия перемещается к бортовому элементу. По сравнению с оболочками первой группы растягивающие усилия распространяются в широкой области криволинейной части. Поперечные изгибающие моменты положительные и вызывают уменьшение поперечной кривизны оболочки. Так как центральная точка опускается относительно торцевых диафрагм, то оболочка с представленными геометрическими параметрами переходит в деформированном состоянии в оболочку отрицательной кривизны ($R_1/R < 0$).

Оболочки отрицательной кривизны (типы № 4 и № 5) характеризуются значительными положительными поперечными изгибающими моментами, которые почти независимо от распределения нагрузки развиваются во всех точках поперечного сечения. Моменты в узкой зоне у бортовых элементов отрицательные и вызывают в бортовых элементах значительные крутящие моменты.

Продольные нормальные силы при более пологих ($R_1/R = -10$ типа) оболочках III группы имеют поперечное распределение, близкое к цилиндрической оболочке. Только при нагружении бортовых элементов продольные силы имеют распределение, позволяющее бортовым элементам подниматься вверх (т.е. максимальные растягивающие усилия имеются у верха бортовых элементов). Таким образом, качественной разницы между цилиндрическими оболочками и оболочками пологих квазицилиндрических оболочек отрицательной кривизны не отмечается. При всех геометрических и грузовых параметрах значительные поперечные моменты вызывают перемещения конька криволинейной части вниз, уменьшается плечо внутренних сил и увеличивается влияние перенаправляющих сил T_x/R_1 . Деформирование поперечного сечения в середине продольного пролета влияет на увеличение перенаправляющих сил. В квазицилиндрических отдельностоящих оболочках (типы № 4 и 5) изменение геометрии вызывает изменения во внутренних силах T_x и m_2 в направлении, позволяющем изменению гес-

метрии в этом же направлении. Таким образом, при некоторых геометрических параметрах существует лабильное равновесие внутренних сил и уже при незначительных нагрузках оболочка разрушается.

В последней строке в таблице I (оболочка типа № 5) представлены внутренние силы в оболочке отрицательной кривизны $R_1/R = -5$, которая в ходе нагружения по схеме № I и № 2 (отдельностоящая оболочка) переходит в новую рабочую схему. Известно, что внутренние силы в оболочках отрицательной кривизны зависят от кривизны диагональных арок, соединяющих угловые зоны. Если диагональная арка имеет выпуклость вверх, существенных изменений внутренних усилий не отмечается. Существенные изменения происходят при увеличении продольной кривизны, когда диагональные арки переходят на прямолинейные элементы или на элементы выпуклостью вниз (т.е. центральная точка в середине оболочки находится на одном уровне с угловыми точками или ниже их). Так как середина криволинейной части не имеет возможности восприятия главных сжимающих усилий T_2 в традиционном направлении, то конструкция превращается в висячую конструкцию. Оболочка работает как висячая конструкция с бесконечным количеством троссов в обоих направлениях. Существенной разницей является способность применяемого для экспериментов материала воспринимать изгибающие моменты, что у висячих конструкций отсутствует. В исследуемых оболочках развиваются изгибающие моменты такой величины, которые традиционные материалы (железобетон) не в состоянии воспринимать.

Существенно изменяется распределение внутренних сил при горизонтальном опирании бортовых элементов (см. таблица I, схемы № 2 и № 4). У всех рассматриваемых оболочек (типы № I ÷ № 5) одна общая черта — они в состоянии внутренней волны работают с почти одинаковыми распределениями внутренних сил, т.е. имеют сжатую зону у конька оболочки и растянутую зону у бортовых элементов. Отличаются в некоторой мере поперечные изгибающие моменты в оболочках отрицательной кривизны. Рядомстоящие оболочки в состоянии внутренней волны взаимодействуют между собой с разными горизонтальными реакциями (растяжение или сжатие), которые

зависят от формы поверхности криволинейной части. Оболочки положительной кривизны влияют друг на друга растяжением — т.е. если поставить между бортовыми элементами одной оболочки распорки, то они работают на сжатие. В оболочках отрицательной кривизны распорки работают на растяжение, т.е. рядомстоящие оболочки влияют друг на друга сжимающими усилиями.

Существенно изменяется распределение внутренних сил при вертикальном опирании бортовых элементов на промежуточные опоры. Имеется тесная связь между отношениями главных радиусов (типа оболочек № 1 ÷ № 4) и вертикальными реакциями в промежуточных опорах. Эти реакции изменяются в пределах $r = 0,23 + -0,12 \bar{q}$. Опирание бортовых элементов оболочек отрицательной кривизны представляет собой анкеровку бортовых элементов на основание и создание условия прямолинейности бортовых элементов. В оболочках типа № 5 ($R_1/R = -5$), в которых происходит изменение принципа статической работы, в промежуточных опорах развиваются силы сжатия. В цилиндрических оболочках реакция r зависит от геометрических и грузовых параметров и в некоторых случаях переходит на растяжение.

При вертикальном опирании бортовых элементов оболочек внутренней волны на промежуточные опоры передается значительная часть всей нагрузки, и опоры всегда работают на сжатие. Даже в оболочках отрицательной кривизны, для которых в опорах обычно развивается растяжение, препятствие горизонтального перемещения бортовых элементов существенно улучшает условия статической работы конструкции.

При всех расчетах оболочек с трещинами [I] исходной схемой является упругая стадия, которая определяет условия образования тех или иных типов трещин и очередность их образования.

Как выясняется из таблицы I, расчет конструкции с поперечными трещинами в зоне бортовых элементов мыслим только при оболочках положительной кривизны и в некоторых цилиндрических оболочках, так как в этих оболочках зона растяжения мало развивается в криволинейную часть. Все оболочки можно рассчитывать с трещинами в состоянии средней волны (кроме подпертых).

В оболочках положительной кривизны поперечные трещины имеют возможность развиваться максимально до верха бортовых элементов. Образующаяся сжатая зона продольных нормальных сил препятствует развитию поперечных трещин в криволинейную часть. Нейтральная линия и точка максимального сжатия находятся рядом друг с другом. Причиной образования продольных трещин являются отрицательные поперечные изгибающие моменты, которые имеют максимум в зонах у конька оболочки. В этой зоне могут образоваться у верхней поверхности продольные трещины, которые в некоторой мере работают как шарниры. Передача изгибающих моментов зависит от величины и эксцентриситета поперечной нормальной силы T_y . Образование продольных трещин от отрицательных моментов не доводит оболочек к разрушению. Образование первых трещин определяет условия для образования трещин такого же типа. Образование ряда параллельных продольных трещин не воспринимающих изгибающих моментов приведет оболочку в безмоментное состояние, которому соответствует и распределение продольных нормальных сил.

Условия образования тех или иных типов трещин усложняются при цилиндрических оболочках. Образование длины отдельных типов трещин зависит от геометрических и грузовых параметров. Поперечные трещины могут развиваться до определенного расстояния или неограниченно. Значительные положительные поперечные моменты (см. таблица I, схемы № I, № 2 и № 4) в разных точках поперечного сечения вызывают пластические шарниры, которые приводят конструкцию к разрушению. Вопросы влияния трещин самые сложные в цилиндрических оболочках и требуют отдельного анализа [I].

В оболочках отрицательной кривизны, оценивая по упругой стадии, поперечные трещины в пределах бортовых элементов не образуются. В оболочке типа № 4 ($R_1/R = -10$) при работе по схеме № I у нижнего края бортового элемента развиваются сжимающие продольные нормальные силы T_x . При схеме № 2 поперечные трещины могут развиваться до конька оболочки. Расчет с трещинами мыслим только для оболочки внутренней волны. Оболочка № 5 ($R_1/R = -5$) по схеме № I и 2 работает существенно по иному от традиционных схем. Расчеты с трещинами возможны для оболочек внутренней волны. В обо-

лочках отрицательной кривизны распределение внутренних сил такое, что образуются пластические шарниры положительных изгибающих моментов, которые не в состоянии перераспределить внутренние силы. При этом поперечные моменты имеют такую величину, что традиционные материалы (железобетон) не могут воспринимать этих моментов.

Из исследованных близких друг другу поверхностей можно сделать вывод, что несущая способность разных поверхностей зависит от целесообразного выбора рабочей схемы. Как вытекает из распределения внутренних сил в упругой стадии, из всех вариантов исследуемых квазицилиндрических оболочек возможный расчет и работа с трещинами и трещинами-шарнирами зависит от вида поверхностей, от геометрических и грузовых параметров и связей у бортовых элементов.

Л и т е р а т у р а

1. Лаул Х.Х., Тярно Ю.А. О цилиндрических и квазицилиндрических ($R_1/R \approx 10$) оболочках с поперечными и продольными трещинами. — Труды X Всесоюзной конференции по теории оболочек и пластин. Т. II. Тбилиси, изд-во "Мецниереба", 1975.

2. Кульбах В.Р., Лаул Х.Х., Тярно Ю.А. О работе пространственных конструкций отрицательной и нулевой кривизны. Международная конференция по облегченным пространственным конструкциям покрытий для строительства в обычных и сейсмических районах. Доклады. М., Стройиздат, 1977.

3. Тярно Ю.А. Некоторые вопросы работы и расчета квазицилиндрических оболочек положительной и отрицательной Гауссовой кривизны. — Тр. Таллинск. политехн. ин-та, № 410, Таллин, 1976.

4. Лаул Х.Х., Тярно Ю.А. Некоторые вопросы работы квазицилиндрических и пологих оболочек двойкой кривизны в предельном состоянии. — Сб. Пространственные конструкции зданий и сооружений, вып. 2. М., Стройиздат, 1975.

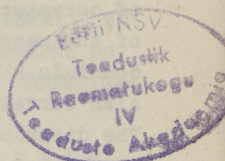
On the Behaviour of Cylindrical and Quasicylindrical Shells with Various Geometrical and Loading Parameters

Summary

Among the various roof shells of industrial building the shells with sizes L/ℓ in rectangular plan described over the part of the circular surface are widely used. In the longitudinal direction those shells have been designed to be more flat and shallow than in the transversal direction, so that $R_1 > R$. The real edge conditions of what is called quasicylindrical shells will be strongly influenced by the differences of the longitudinal and transverse radii of curvature ($|R_1/R| = 5-10$) and of the lengths ($L/\ell = 2-3$) of the perpendicular edges of the shell. It is possible to conclude that the quasicylindrical shells of negative Gaussian curvature are acting under unfavourable conditions. The distribution of internal forces gives rise to a considerable change of basic geometrical parameters and so the static work of the structure under load is much worsened. Tensile forces T_x along the ridge cause the appearance of a direction change force T_x/R_1 (directed upwards) and so the positive transverse bending moments are decreased. Since the imaginable diagonal arches A-C or B-D connecting the corner points with the centre of curvilinear part are extremely shallow, and in some districts of the shell they may be even straight or of negative curvature, the principal internal force T_2 (as a rule a compression one in shells) now changes in a wide range from compression to tension. Calculation of shells with longitudinal and transverse cracks is possible only for the middle shell panel and in case of some cylindrical shells with negative bending moments.

С о д е р ж а н и е

1. Алликас Л.А. О расчете многорядовых диафрагм здания на вертикальные нагрузки. 3
2. Мянц У.В.-Э. О влиянии параметров контурной ваны на работу висячего покрытия. 9
3. Тярно Д.А. Исследование цилиндрических железобетонных оболочек в стадии с трещинами . . 21
4. Тярно Д.А. Сравнение принципиальных эпюр основных внутренних сил для квазицилиндрических и цилиндрических оболочек с равными геометрическими и грузовыми параметрами. 37



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 443
ТЕОРИЯ И РАСЧЕТ ТОНКОСТЕННЫХ И
ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ
Строительные конструкции. Сборник статей ХУШ
Редактор В. Райдна. Техн. редактор В. Ранник
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 18 янв. 1978 г.
Подписано к печати 11 апр. 1978 г.
Бумага 60x90/16. Печ. л. 3,0 + 0,25 приложение
Уч.-изд. л. 2,7. Тираж 300
МВ-02691
Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9. Зак. № 521
Цена 41 коп.

Цена 41 коп.