Ep. 6.7
640

ISSN 0136-3549
0203-7343

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

640

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

TPI
'87

ТЕОРИЯ И РАСЧЕТ ТОНКОСТЕННЫХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Ео.6.7

640

TPI '87

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.01/04

ТЕОРИЯ И РАСЧЕТ ТОНКОСТЕННЫХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Строительные конструкции
и строительная механика XXУ1

Таллин 1987

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Труды ТПИ № 640

ТЕОРИЯ И РАСЧЕТ ТОНКОСТЕННЫХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Строительные конструкции и строительная механика ХХУ1

На русском языке
Отв. ред. В. Яанисо
Техн. ред. М. Тамме
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 17.04.87
Подписано к печати 12.10.87 г.
МВ-08433
Формат 60x90/16
Печ. л. 6,75 + 0,5
Уч.-изд. л. 5,8
Тираж 300
Зак. № 400
Цена 1 руб. 20 коп.
Таллинский политехнический институт,
200108 Таллин, Эхитаяте тээ, 5
Ротапринт ТПИ, 200006 Таллин, ул. Коскла, 2/9

© Таллинский политехнический институт, 1987

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.074

К.П. Нийгер, А.Ю. Партс

СТАТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ВИСЯЧЕГО СЕТЧАТОГО ПОКРЫТИЯ

Представляется анализ результатов расчета седловидного висячего покрытия с прямолинейными элементами (рис. I). Результаты расчета относятся к модели покрытия, имеющей следующие параметры: несущие и стягивающие ванты изготовлены из проволок диаметром I,6 мм (EA = 422 кН), а предварительно ненапряженные панели покрытия из деревянных (фанера трехслойная) или из стальных (толщиной 0,3 мм) плит. Бортовые элементы из стальной трубы ∅ 33,5 мм и толщиной стенки 3,2 мм. Модель опирается в вертикальном направлении на четыре угла. Горизонтальный распор нижних углов воспринимается затяжкой ∅ I2 мм. Расчет описанной системы облегчает сравнение результатов расчета с данными испытаний соответствующей модели покрытия [I].

В расчетной схеме влияние панелей, являющихся предметом уточнения расчета, учитывается введением в ячейки вантовой сети диагональных и параллельно с кромкой ячейки ненапрягаемых стержней (рис. I, поз. 4). Влиянием крутильной и изгибной жесткости панелей, вследствие их малости (0,7 %) по сравнению с продольной жесткостью, пренебрегают.

Расчет проводится по дискретному методу, который представлен в [2]. При этом возможно учитывать геометрическую и физическую (податливость соединений) нелинейность работы.

Для решения этой нелинеиной задачи составлена программа на алгоритмическом языке FORTRAN ST 56-02.79. Названной программой можно определить начальную геометрию ортогональной сети и рассчитать ортогональную сеть под узловыми нагрузками в любом направлении с учетом и без учета

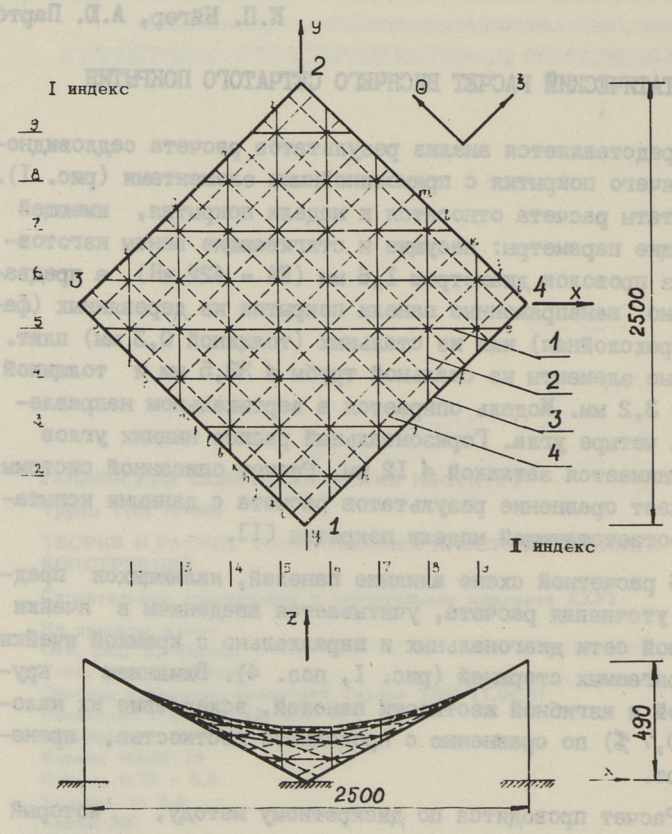
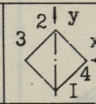


Рис. 1. Расчетная схема покрытия: 1 – несущие ванты, 2 – стягивающие ванты, 3 – контур, 4 – дополнительные связи.

совместной работы элементов покрытий. Для решения задачи бортового элемента используется метод конечных элементов по аналогии [3] и [4].

Данные разных вариантов расчета (схемы нагружения, параметры контура, продольные жесткости элементов покрытий, учет пластических деформаций болтовых соединений элементов покрытий) представлены в таблице I.

Таблица I

№№ схем		Жёсткий контур	Упругий контур	Учет элементов покрытия		
				EA=422кН	EA=1680кН	пластич. деф.
I°I		+				
2°I		+		+		
I.I			+			
2.I			+		+	
3.I	p=I000Па		+		+	+
I°2		+				
2°2		+		+		
I.2			+			
2.2			+		+	
3.2	p=I000Па		+		+	+
I°3		+				
2°3		+		+		
I.3			+			
2.3			+		+	
3.3	p=I000Па		+		+	+
I°4		+				
2°4		+		+		
I.4			+			
2.4			+		+	
3.4	p=I000Па		+		+	+
I°5		+				
2°5		+		+		
I.5			+			
2.5			+		+	
3.5	P=320Н		+		+	+

Замечание: обозначение № схем в таблице совпадает с нумерацией на рисунках статьи.

Влияние панелей (являются дополнительными связями) на жесткость покрытия значимо. Максимальные вертикальные пере-

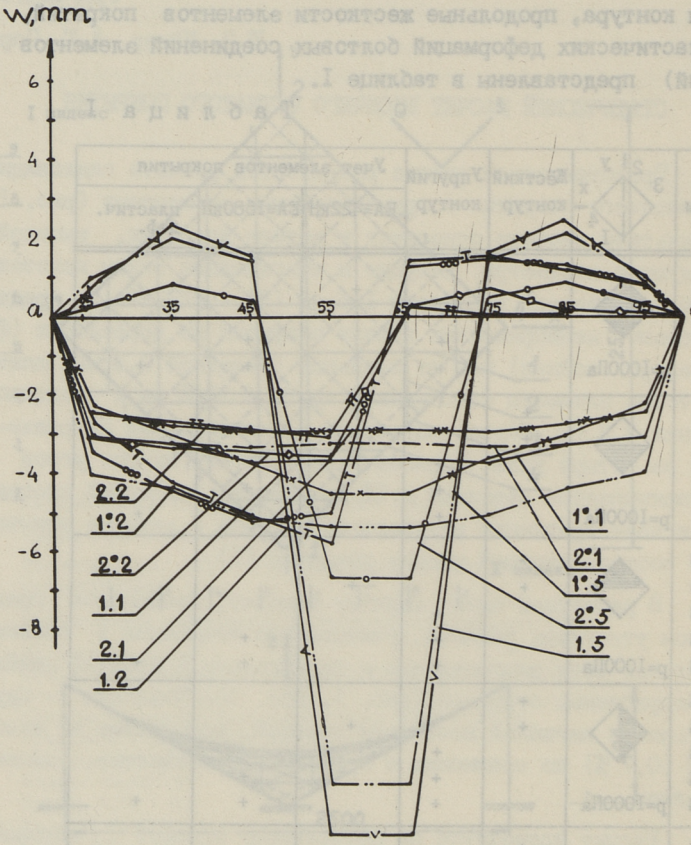


Рис. 2. Эпюры вертикальных перемещений.

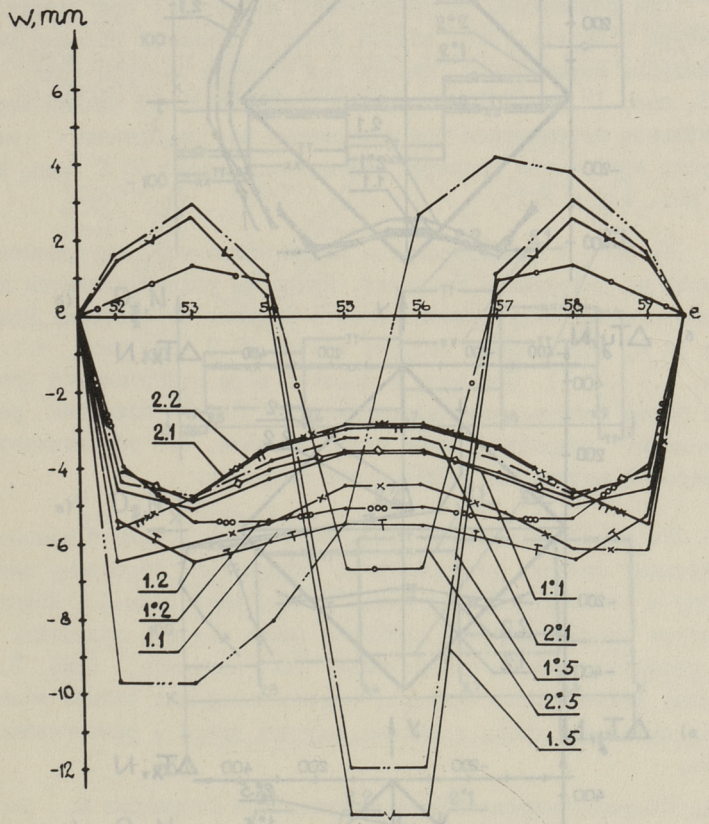


Рис. 3. Эпюры вертикальных перемещений.

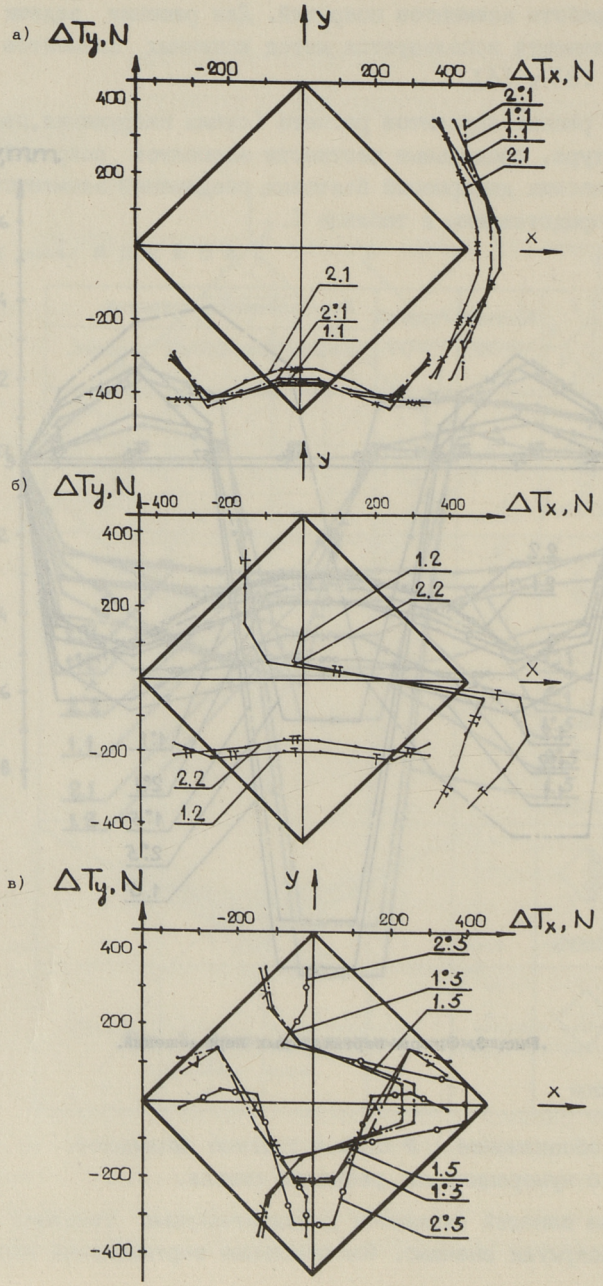


Рис. 4. Эпюры приростов усилий вант.

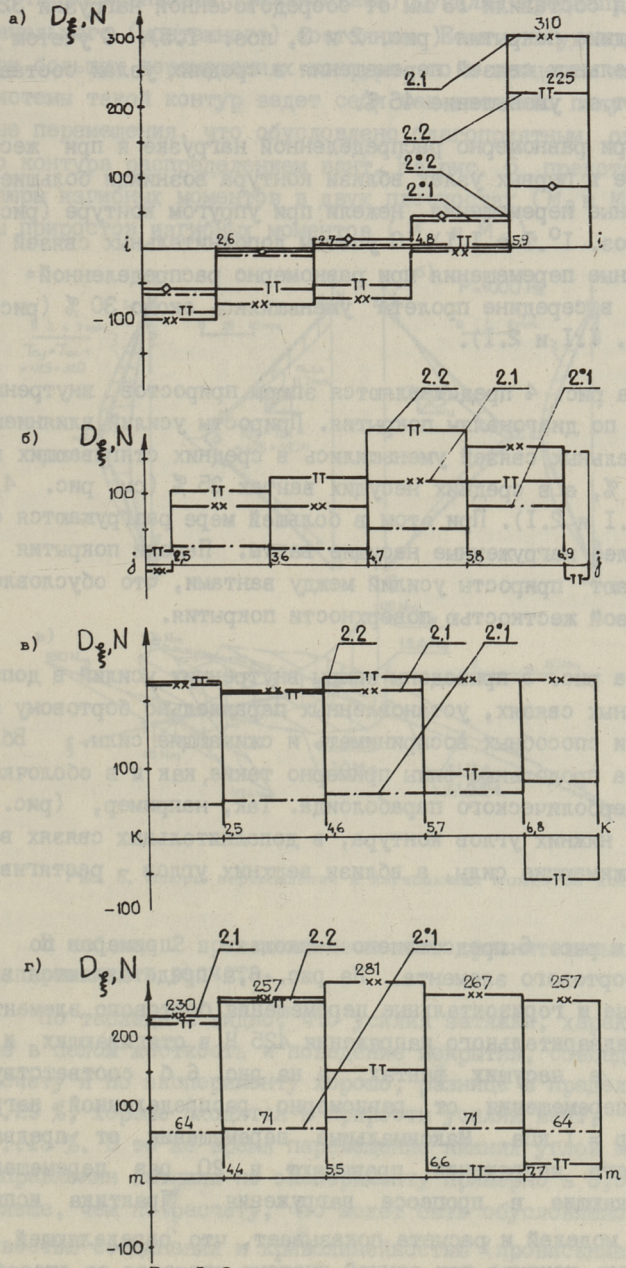


Рис. 5. Эпюры усилий в дополнительных связях.

мещения составили I3 мм от сосредоточенной нагрузки 320 Н в середине покрытия (рис. 2 и 3, поз. I.5). С учетом дополнительных связей перемещения в средних узлах составили 7 мм, т.е. уменьшение 46 %.

При равномерно распределенной нагрузке и при жестком контуре в первых узлах вблизи контура возникли большие вертикальные перемещения, нежели при упругом контуре (рис. 2 и 3, поз. I^{0}.I и I.I). С учетом дополнительных связей вертикальные перемещения при равномерно распределенной нагрузке в середине пролета уменьшились около 30 % (рис. 2, 3, поз. I.I и 2.I).

На рис. 4 представляются эпюры приростов внутренних усилий по диагоналям покрытия. Приросты усилий влиянием дополнительных связей уменьшились в средних стягивающих вантах I4 %, а в средних несущих вантах 25 % (см. рис. 4,а, поз. I.I и 2.I). При этом в большей мере разгружаются средние более нагруженные несущие ванты. Панели покрытия разравнивают приросты усилий между вантами, что обусловлено сдвиговой жесткостью поверхности покрытия.

На рис. 5 приведены эпюры внутренних усилий в дополнительных связях, установленных параллельно бортовому элементу и способных воспринимать и сжимающие силы. Вблизи контура продольные силы примерно такие, как и в оболочках типа гиперболического параболоида. Так, например, (рис. 5,а) вблизи нижних углов контура, в дополнительных связях возникали сжимающие силы, а вблизи верхних углов - растягивающие силы.

На рис. 6 представлено несколько примеров по расчету бортового элемента. На рис. 6,а представляются вертикальные и горизонтальные перемещения бортового элемента от предварительного напряжения 425 Н в стягивающих и 300 Н в несущих вантах, а на рис. 6,б соответствующие перемещения от равномерно распределенной нагрузки $p = I$ кПа. Максимальные перемещения от предварительного напряжения превышают в 20 раз перемещения, возникающие в процессе нагружения. Практика испытаний моделей и расчета показывает, что определяющей реальность контура при данной системе является ее способ-

ность воспринимать (реализовать) усилия преднапряженного начального (монтажного) состояния. Если это удалось даже при больших перемещениях контура, то в процессе нагружения системы такой контур ведет себя как жесткий: получают малые перемещения, что обусловлено благоприятным относительно контура распределением вант. На рис. 6 представлены эпюры изгибных моментов в двух плоскостях (M_θ и M_ξ) и эпюры приростов изгибных моментов (M_θ и M_ξ).

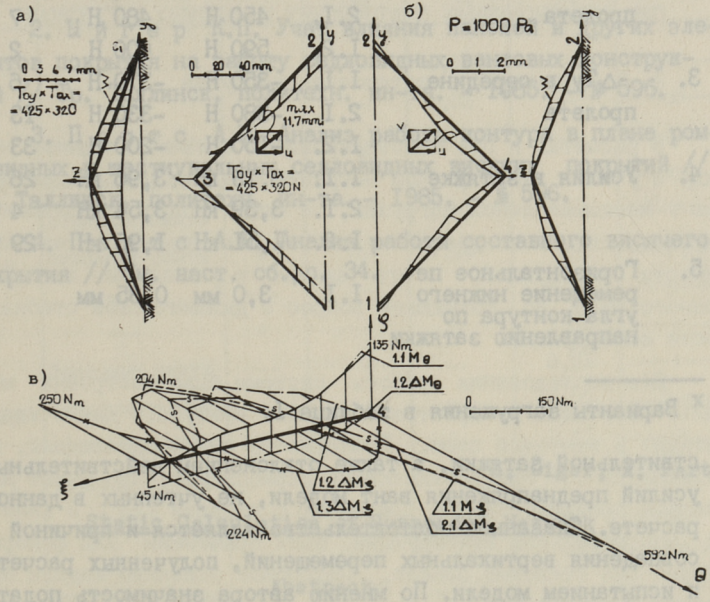


Рис. 6. Эпюры перемещений и изгибающих моментов контура.

В таблице 2 приведены несколько сравнительных данных эксперимента и расчета.

По таблице 2 видно, что усилия затяжки, характеризующие в целом жесткость и поведение покрытия, совпадают по расчету и по эксперименту хорошо, разница в пределах 4... ...29 %, хорошо сходятся и приросты усилий вант, разница 0...13 %. В то же время перемещение нижних углов контура в направлении затяжки по эксперименту примерно в 8,5 раз больше, чем по расчету, что может быть обусловлено неподатливостью соединения и криволинейностью (провисанием) дей-

Таблица 2

№ п/п	Величина	Вариант[x]	По эксперименту	По расчету	Отклонение от эксперимента
I.	Вертикальное перемещение в середине пролета	I.I.	I2 мм	4,5 мм	2 раза
		2.I.	I0 мм	3,0 мм	2 раза
2.	ΔTx в середине пролета	I.I.	600 Н	540 Н	I0 %
		2.I.	450 Н	480 Н	7 %
		I.2.	590 Н	600 Н	2 %
3.	ΔTy в середине пролета	I.I.	-350 Н	-370 Н	6 %
		2.I.	-380 Н	-330 Н	I3 %
		I.2.	-I50 Н	-200 Н	33 %
4.	Усилия в затяжке	I.I.	3,I5 кН	3,96 кН	26 %
		2.I.	3,39 кН	3,54 кН	4 %
		I.2.	I,5I кН	I,95 кН	29 %
5.	Горизонтальное перемещение нижнего угла контура по направлению затяжки	I.I.	3,0 мм	0,35 мм	

[x] Варианты загружения в таблице I.

ствительной затяжки, а также отклонением действительных усилий преднапряжения вант модели, не учтенных в данном расчете. Сказанное обстоятельство является и причиной несовпадения вертикальных перемещений, полученных расчетом и испытанием модели. По мнению автора значимость податливости соединения затяжки на ее деформативность у реального покрытия меньше, чем у модели, а влияние провисания затяжки следует довести до минимума при помощи опирания ее на промежуточные подвески (при испытании модели такие подвески отсутствовали). При необходимости описанные деформации можно учитывать в расчете. Как показывает анализ для учета этих деформаций затяжки в расчетной схеме поперечное сечение ее следовало принимать 0,I57 $см^2$ вместо I,I3 $см^2$.

В заключение можно сказать, что учет дополнительной жесткости, в том числе сдвиговой, полученный путем включения в работу системы кровельных панелей, приводит к значительному повышению жесткости и несущей способности по-

крытия, а также к более благоприятному распределению усилий между вантами. Указанный эффект наблюдается при весьма податливых соединениях элементов кровли и сети.

Литература

I. Нийгер К.П. О влиянии элементов покрытий на напряженно-деформированное состояние седловидных вантовых конструкций // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 596.

2. Нийгер К.П. Учет влияния панелей и других элементов покрытия на работу седловидных вантовых конструкций // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 596.

3. Партс А.Ю. Анализ работы контура в плане ромбовидных и шестиугольных седловидных висячих покрытий // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 596.

4. Партс А.Ю. Анализ работы составного висячего покрытия // См. наст. сб., с. 34.

K. Õiger, A. Parts

Static Calculation of Suspended Network

Abstract

The behaviour of the rectangular prestressed saddle-shape suspended structure is analyzed. The discrete calculation method is used, taking into consideration the action of roof panels and geometrical and physical non-linearity. Some calculation results are presented and compared with experimental inner forces and displacements.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.074

К.П. Нйгер, П.А. Паане, И.Р. Тальвик

РАБОТА ПРЕДНАПРЯЖЕННОЙ ВАНТОВОЙ СЕТИ С ПОКРЫТИЕМ ПРИ НЕРАВНОМЕРНЫХ СТАТИЧЕСКИХ И УДАРНЫХ НАГРУЗКАХ

I. Неравномерная статическая нагрузка

В расчетах и при конструировании висячих покрытий наряду с учетом симметричной нагрузки следует уделять внимание несимметричной нагрузке, а также вопросам динамики. Так как целью исследований является уменьшение материалоемкости конструкций, а это значит и уменьшение их собственного веса, то возникает вопрос о динамической стабильности конструкций.

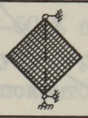
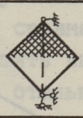
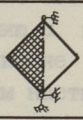
Для исследования работы системы была построена модель, состоящая из пространственного контура(в плане квадратный) и вантовой сети. Поверхность сети седловидная, но отличается от гиперболического параболоида, что имеет некоторые преимущества по сравнению с гипарой [2] . В качестве подкровельной конструкции были применены или фанерные плиты или стальные панели. Подробное описание модели приведено в работе [I].

В качестве статической нагрузки были применены гири весом 80 Н (модель с горизонтальной затяжкой) и 40 Н (при отсутствии затяжки). Характеристика опытов приведена в таблице I).

На рис. I показаны эпюры распределения усилий среди несущих вант при нагружении половины пролета стягивающих вант (рис. Iа) и при нагружении половины пролета несущих вант (рис. Iб) в сечениях вдоль главной диагонали.

На рис. 2 приведены эпюры вертикальных прогибов средних сечений несущих вант при нагружении половины пролета

Таблица I

Обозначение опыта	Вид покрытия	Гор. затяжка	Нагрузка сети кН/м²			Линия на графике
						
I	---	---	--	0,5I	--	—o—
I з	---	+	--	I,02	--	—oo—
I ф	фанерные плиты	---	--	0,5I	--	—x—
I ф,з	фанерные плиты	+	--	I,02	--	—xx—
I с	стальные плиты	---	--	0,5I	--	—▽—
I с,з	стальные плиты	+	--	I,02	--	—▽▽—
II	---	---	--	--	0,5I	—I—
II з	---	+	--	--	I,02	—II—
II ф	фанерные плиты	---	--	--	0,5I	—+—
II ф,з	фанерные плиты	+	--	--	I,02	—++—
II с	стальные плиты	---	--	--	0,5I	—Z—
II с,з	стальные плиты	+	--	--	I,02	—ZZ—
IV	---	---	0,25	0,5I	--	—\—
IV з	---	+	0,5I	I,02	--	—\\—
IV ф	фанерные плиты	---	0,25	0,5I	--	—Γ—
IV ф,з	фанерные плиты	+	0,5I	I,02	--	—ΓΓ—
IV с	стальные плиты	---	0,25	0,5I	--	—∩—
IV с,з	стальные плиты	+	0,5I	I,02	--	—∩∩—
V	---	---	0,25	--	0,5I	—L—
V з	---	+	0,5I	--	I,02	—LL—
V ф	фанерные плиты	---	0,25	--	0,5I	—⅄—
V ф,з	фанерные плиты	+	0,5I	--	I,02	—⅄⅄—
V с	стальные плиты	---	0,25	--	ↄ,5I	—U—
V с,з	стальные плиты	+	0,5I	--	I,02	—UU—

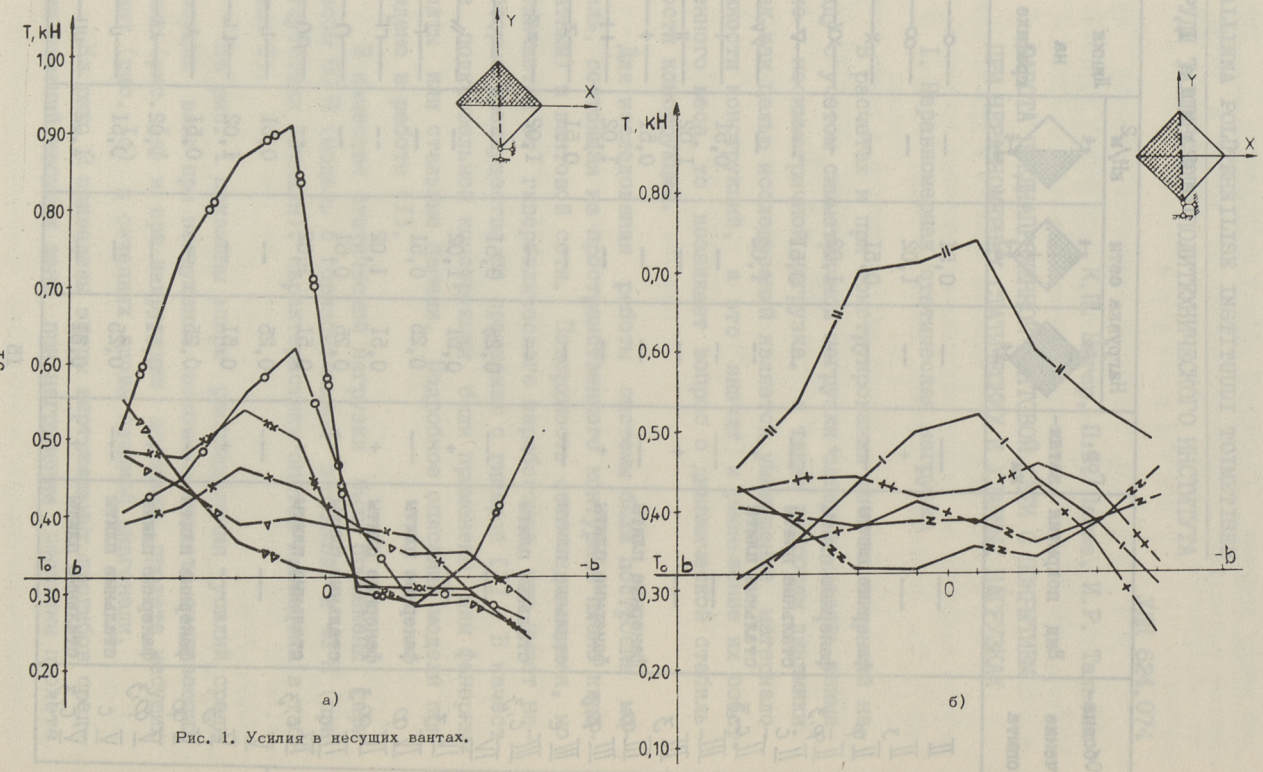


Рис. 1. Усилия в несущих вантах.

стягивающих вант (рис. 2 а) и при нагружении половины пролета несущих вант (рис. 2 б).

Как видно по представленным графикам, оба варианта панелей приводят к значительному перераспределению усилий вант, благодаря чему усилия в вантах становятся более равными. В то же время можно заметить уменьшение абсолютных приростов усилий вант на 50-60 % по сравнению с вантовой сетью без панелей. Еще следует обратить внимание на то, что при нагружении модели, покрытой стальным настилом, самые большие по абсолютной величине усилия возникают не в средних вантах, как у модели без панелей и у модели, покрытой фанерными панелями, а в крайних вантах. Такое явление можно заметить также при нагружении модели с симметричной нагрузкой [I].

При отсутствии горизонтальной затяжки панели уменьшают приросты усилий в стягивающих вантах. При наличии затяжки благодаря панелям большая часть предварительного напряжения в вантах сохраняется. Это явление в большей мере замечается при стальных плитах, что и приводит к повышению динамической стабильности покрытия.

Панели уменьшают перемещения узлов в вертикальном направлении. Тут нет существенной разницы между покрытиями из деревянных или стальных панелей; уменьшение перемещений остается в пределах от 20 до 40 %.

Следует отметить, что ситуация, где сеть нагружается чисто односторонними нагрузками, может возникать лишь при возведении конструкции. При нормальной эксплуатации система нагружена равномерно распределенным собственным весом сети и контура и дополнительным грузом может быть, например, снеговая нагрузка на половине пролета конструкции. Исследования при таких комбинациях нагрузок проведены, но несмотря на нелинейный характер работы системы, все же нет качественной разницы в распределении усилий и прогибов по сравнению с соответствующими показателями при чисто несимметричном нагружении от временной нагрузки. Например, на рис. 3а приведены эпюры распределения усилий среди несущих вант при нагружении всей поверхности равномерно распределенной нагрузкой 0,5I кН/м^2 (0,25 кН/м^2) и дополнительно половины пролета стягивающих вант нагрузкой

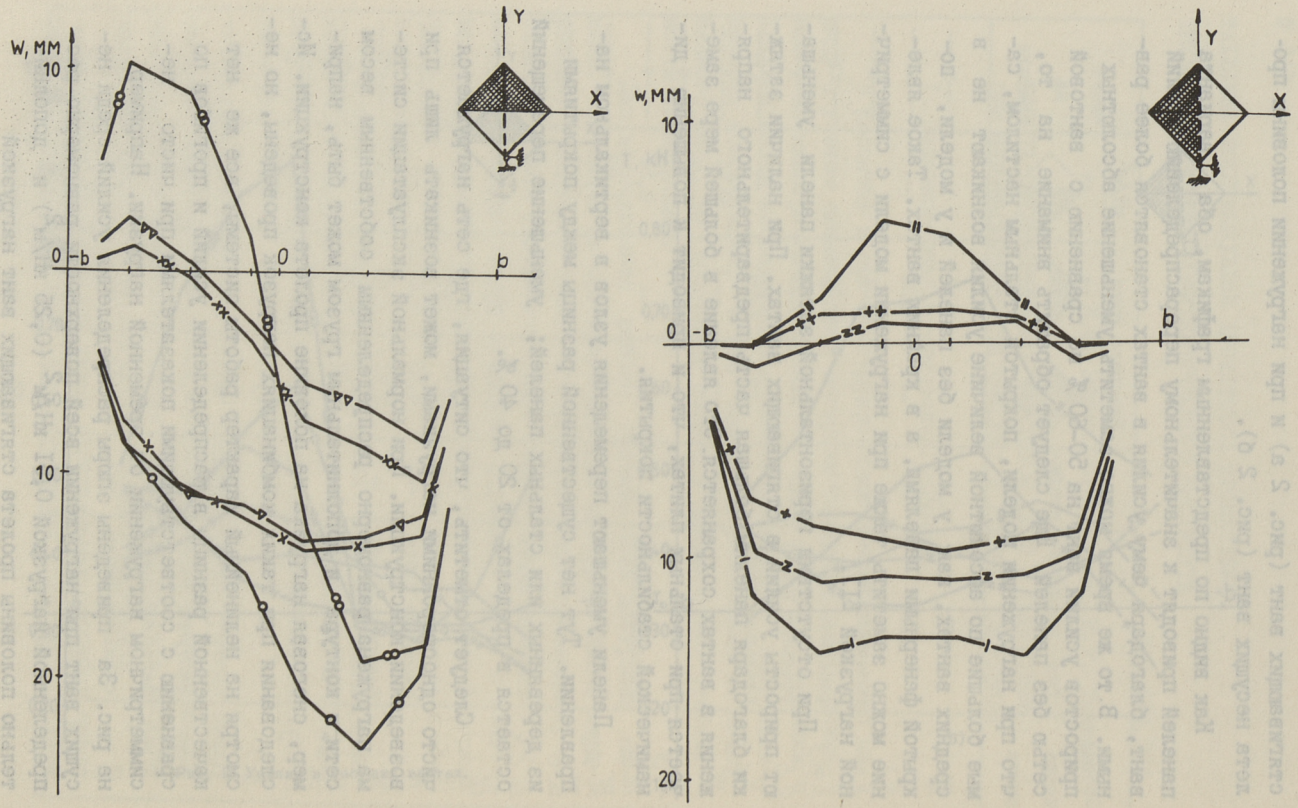
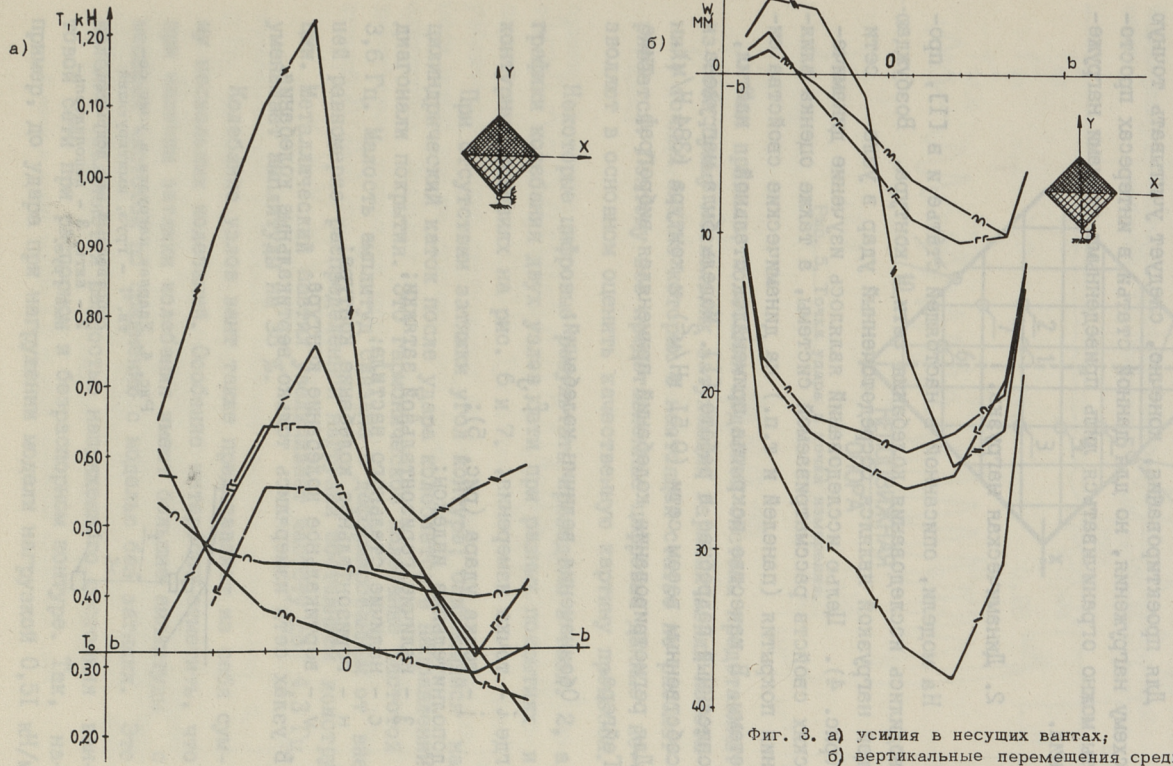


Рис. 2. Вертикальные перемещения средних сечений несущих вант.



Фиг. 3. а) усилия в несущих вантах;
б) вертикальные перемещения средних сечений несущих вант.

I,02 кН/м^2 (0,5I кН/м^2) в сечениях вдоль главной диагонали. В скобках даны нагрузки для безраспорного контура. На рис. 3 б показаны эпюры вертикальных прогибов средних сечений несущих вант при таком же нагружении.

Для проектирования, конечно, следует учитывать точную схему нагружения, но для данной статьи в интересах простоты можно ограничиваться лишь приведенными схемами нагружения.

2. Динамическая нагрузка.

На модели, описанной в настоящей статье и в [I], проводились исследования колебания сети и контура. Возбуждающей нагрузкой являлся сосредоточенный удар в узле сети (рис. 4). Целью исследований являлось изучение динамических свойств рассматриваемой системы, а также оценка влияния покрытия (панелей и т.п.) на динамические свойства системы. В качестве покрытия применялся стальной настил, описанный подробнее в работе [I]. Модель была нагружена собственным весом сети (0,5I кН/м^2) и контура (384 Н/м). Для регистрирования колебаний применялся виброграф типа Гейгера.

Обозначения величин колебаний:

$$f_{i,j},$$

где i - точка измерения;
j - точка удара (рис. 5);
дополнительные индексы:
з - наличие горизонтальной затяжки;
с - наличие стального настила;
н - горизонтальное колебание контура;
v - вертикальное колебание контура.
В узлах сети измерялись только вертикальные колебания.

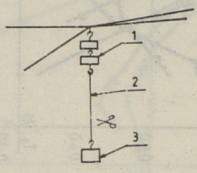


Рис. 4. Ударная нагрузка в узле сети. 1 - груз, имитирующий собственный вес покрытия, 2 - нить, 3 - дополнительный груз.

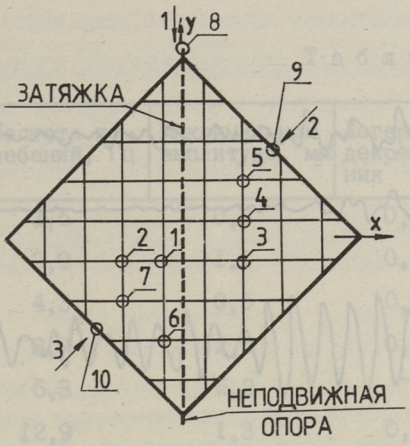


Рис. 5. Точки удара и точки измерения.

Как правило, колебания подобной системы представляют из себя сумму нескольких затухающих гармонических колебаний, точный анализ которых в настоящей статье не рассматривается. Поэтому все представленные цифровые данные позволяют в основном оценить качественную картину процесса.

Некоторые цифровые результаты приведены в табл. 2, а графики колебания двух узлов сети при разных покрытиях и контурных условиях на рис. 6 и 7.

При отсутствии затяжки угол контура, опирающийся на цилиндрический каток после удара колеблется в направлении диагонали покрытия. Это гармоническое колебание частотой 3,6 Гц. Малость амплитуд связана с деформированным от внешней равномерно распределенной нагрузки состоянием конструкции. Металлический настил увеличивает частоту до 4,3 Гц, уменьшает амплитуды на 35 %.

Колебание узлов вант также представляет из себя сумму нескольких колебаний. Особенно интересно отметить, что при наличии затяжки колебания имеют большие амплитуды с меньшей частотой по сравнению с моделью без затяжки. Это явление объясняется разностью напряженного состояния вантовой сети при распорном и безраспорном контуре. Так, например, до удара при нагружении модели нагрузкой 0,5I кН/м^2

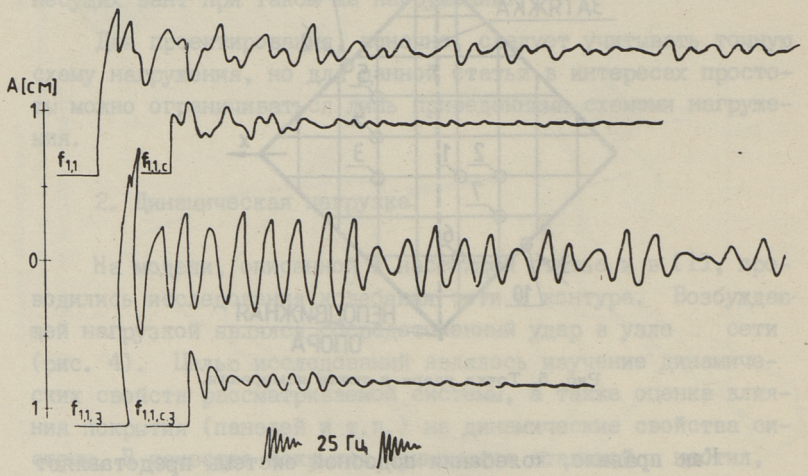


Рис. 6. Графики колебания узла № 1 в случае удара в узле 1.

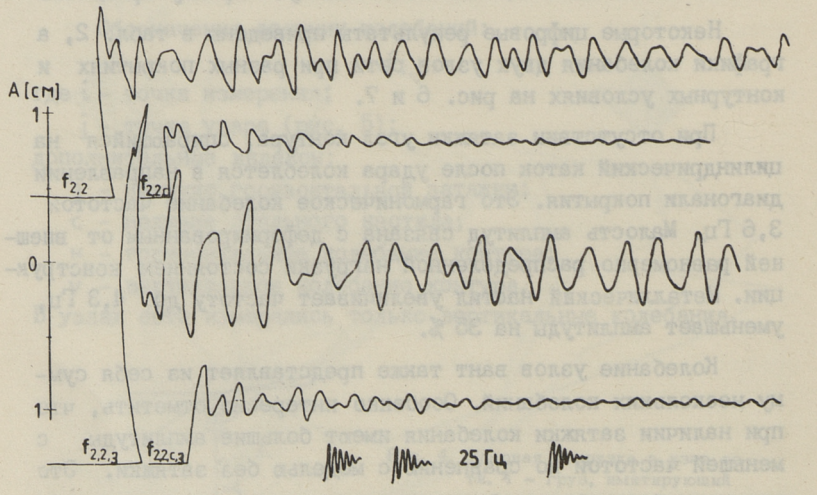


Рис. 7. Графики колебания узла № 2 в случае удара в узле 2.

Таблица 2

Обозначение опыта	Частота колебаний, Гц	Максимальная амплитуда, мм	Логарифмический декремент затухания
$f^{н}_{8,1}$	3,6	0,8	0,24
$f^{н}_{9,1}$	3,9	I,I	0,28
$f^{н}_{8,1,с}$	4,3	0,5	0,3I
$f_{1,1}$	8,7	2,6	0,II
$f_{1,1,з}$	6,3	6,2	-
$f_{1,1,с}$	I2,9	I,3	0,56
$f_{1,1,с,з}$	8,5	I,7	0,63
$f_{2,2}$	5,4	3,2	-
$f_{2,2,з}$	4,8	7,4	-
$f_{2,2,с}$	6,6	I,0	-
$f_{2,2,с,з}$	8,8	I.8	-

суммарное усилие в двух средних стягивающих и несущих вантах было при распорной конструкции I630 Н, а при безраспорной конструкции 2360 Н. Тут более важное значение имеет увеличение усилий стягивающих вант. По визуальным наблюдениям можно все же сказать, что скорость затухания почти одинаковая. Стальной настил повышает частоту колебания и значительно уменьшает амплитуды, особенно у распорной конструкции (рис. 6 и 7).

Колебания элементов контура - также сумма нескольких гармонических колебаний, частоты которых в пределах 4... 6 Гц, максимальные амплитуды 0,I...0,5 мм.

По результатам исследования динамики системы следует сказать, что влияние панелей способствует уменьшению амплитуд и ускоряет затухание колебаний. При этом имеет место, но в меньшей мере, повышение частоты колебаний.

В заключение следует сказать, что надежное прикрепление панелей перекрытия к узлам вантовой сети и контуру дает возможность учитывать их положительное влияние как на статические, так и на динамические свойства системы. Учет влияния панелей покрытий на всю систему позволяет сэкономить материал, а также повысить жесткость и уменьшить (аэро-)динамическую чувствительность системы.

Литература

I. Паане П.А., Тальвик И.Р. Работа предварительно напряженной вантовой сети с покрытием при равномерных статических нагрузках // См. наст. сб. с. 25.

2. Кульбах В.Р., Нийгер К.П. Статический расчет висячих систем: Пособие для расчета / ТПИ. - Таллин, 1987.

K. Õiger, P. Paane, I. Talvik

Behaviour of Prestressed Cable Net with Sheath Roofing under Non-uniform Statical and Impact Loads

Abstract

The joint work of prestressed cable net contour and suspended roof panels is discussed. The results of tests with the roofing model under non-uniformly distributed statical and impact loads are analyzed.

It is shown that the roof panels act on the work of the whole system a great deal, whereas roof rigidity is increased, growth of inner forces within cables is reduced, and under dynamic loads amplitudes are diminished and dampening of free vibrations is accelerated.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.074

П.А. Паане, И.Р. Тальвик

РАБОТА ПРЕДНАПРЯЖЕННОЙ ВАНТОВОЙ СЕТИ С ПОКРЫТИЕМ ПРИ РАВНОМЕРНЫХ СТАТИЧЕСКИХ НАГРУЗКАХ

Целью настоящей работы явилось экспериментальное исследование влияния настила на работу висячей конструкции.

Изучаемая модель покрытия представляет собой вантовую сеть, натянутую внутри пространственного контура из прямолинейных бортовых элементов, образующих в плане квадрат [1, 2]. Сетевая поверхность имеет седловидную форму, которая отличается от гиперболического параболоида ($f_y/f_x < 1$, рис. 1). Бортовые элементы выполнены из стальной трубы диаметром Д = 33,5 мм и толщиной стены Т = 2,8 мм. Разме-

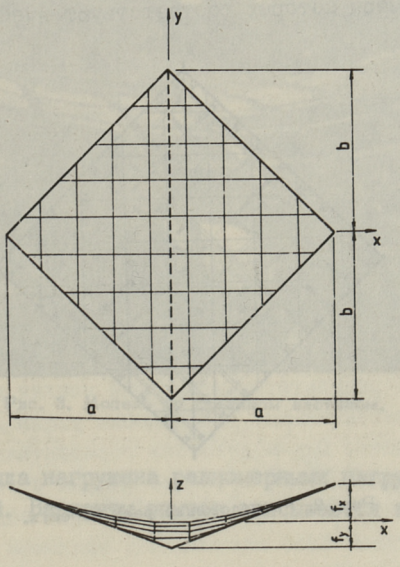


Рис. 1. Схема модели без настила.

ры в плане 1770 х 1770 мм, f_x = 280 мм, f_y = 210 мм. Для восприятия горизонтальной реакции, распора контура, предусмотрена затяжка стальной стержень круглого сечения, Д = = 12 мм. Также рассматривалась работа этой модели при отсутствии затяжки. Нижние опоры контура: одна неподвижная, другая подвижная на стальном цилиндре, позволяющая контуру свободно перемещаться в направлении главной диагонали. В верхних углах контура установлены вертикальные затяжки для обеспечения равновесия и жесткости конструкции.

Вантовая сеть состоит из 8 несущих и 8 стягивающих вант, шаг вант 278 мм. Они образуют сетку, имеющую в плане форму почти квадратных ячеек. Ванты изготовлены из высокопрочной стальной проволоки диаметром Д = 1,6 мм.

Ограждающая конструкция смоделирована в трех вариантах.

Вариант А. Рейки сечением 4,0 х 35,0 мм, расположены параллельно бортовым элементам (рис. 2). В узлах сети рейки прикреплены затяжными болтами. Закрепление реек к узлам сети и к контуру можно считать изгибочно жестким.

Вариант Б. Покрытие образовано трехслойными фанерными плитами, размеры которых соответствуют ячейкам сети. Тол-

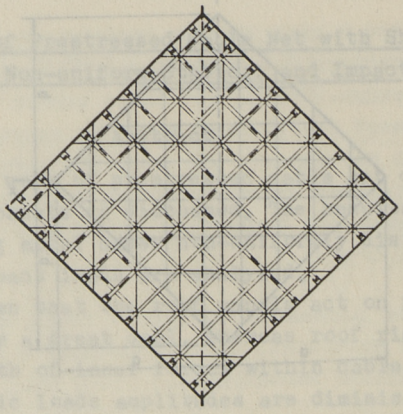


Рис. 2. Расположение реек на сети.

щина плит 4 мм. Закрепление плит к узлам сети и к контуру через стальные узловые элементы можно считать в отношении сдвигов жестким.

Вариант В. Стальные плиты толщиной 0,35 мм, краевыми ребрами высотой 8 мм. Размеры и закрепление аналогично фанерным плитам (рис. 3).

Поверхность вантовой сети в начальном состоянии получена при создании предварительного напряжения в вантах в условиях их взаимного свободного скольжения. Предварительное напряжение сети осуществлялось натяжением несущих вант усилием T_{0x} = 320 Н и соответственно стягивающих вант усилием T_{0y} = 425 Н. После создания преднапряжения узлы вант закрепили фиксаторами.

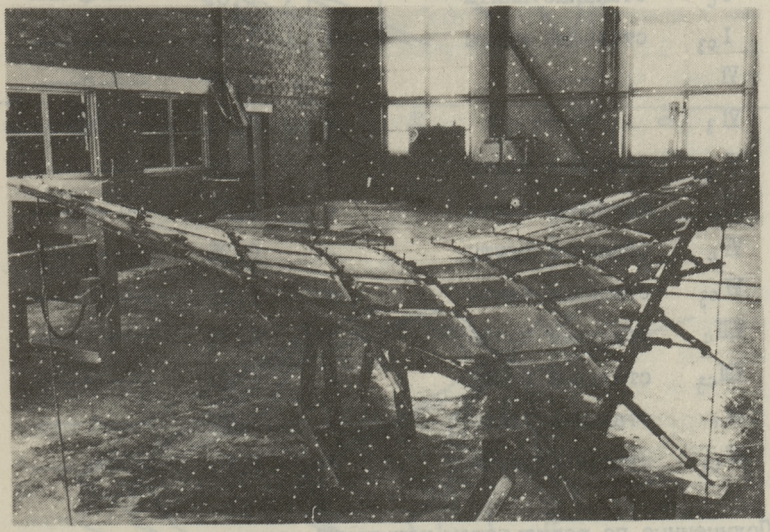


Рис. 3. Модель со стальном настилом.

Модель была нагружена равномерными нагрузками разных интенсивностей. Варианты опытов описываются в таблице I.

Таблица I

Обозначение опыта	Вид покрытия	Гор. затяжка	Нагрузка кН/м^2	Линия на графике
I	———	-	0,5I	——·——
$I_з$	———	+	I,02	—— - - ——
$I_р$	рейки	-	0,5I	——v——
$I_{рз}$	рейки	+	I,02	——w——
$I_ф$	фанерные плиты	-	0,5I	——N——
$I_{фз}$	фанерные плиты	+	I,02	——NN——
$I_с$	стальные плиты	-	0,5I	——◇——
$I_{сз}$	стальные плиты	+	I,02	——◇◇——
VI	———	-	0,25	——□——
$VI_з$	———	+	0,5I	——□□——
$VI_ф$	фанерные плиты	-	0,25	——/——
$VI_{фз}$	фанерные плиты	+	0,5I	——//——
$VI_с$	стальные плиты	-	0,25	——Y——
$VI_{сз}$	стальные плиты	+	0,5I	——YY——
$VIII_с$	стальные плиты	-	0,76	——^——
$VIII_{сз}$	стальные плиты	+	I,53	——^^——
$IX_с$	стальные плиты	-	I,02	——ר——
$IX_{сз}$	стальные плиты	+	2,04	——רר——

Полученные по результатам испытаний усилия в средних сечениях вант и вертикальные перемещения узлов сети представлены на графиках. Для модели без горизонтальной затяжки величина нагрузки 0,5I кН/м^2, для модели с затяжкой - I,02 кН/м^2 (рис. 4, 5, 6). Кроме того, поведение модели со стальным настилом было изучено под влиянием ступенчато-увеличивающейся нагрузки: на модель с затяжкой от 0,5I до 2,04 кН/м^2, на модель без затяжки от 0,25 до I,02 кН/м^2 (рис. 7, 8).

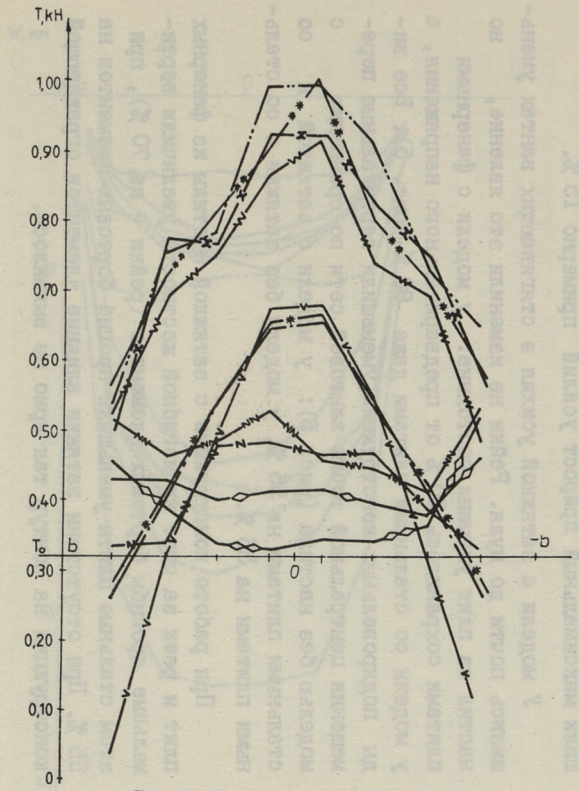


Рис. 4. Усилия в несущих вантах.

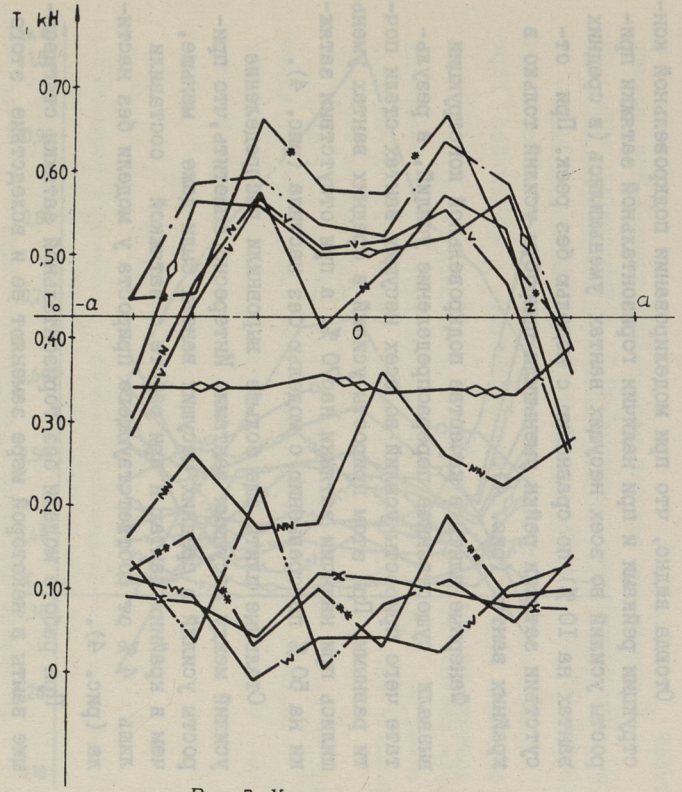


Рис. 5. Усилия в стягивающих вантах.

Отсюда видно, что при моделировании подкровельной конструкции рейками и при наличии горизонтальной затяжки приросты усилий во всех несущих вантах уменьшились (в средних вантах на 10 %) по сравнению с моделью без реек. При отсутствии затяжки рейки уменьшили приросты усилий только в крайних вантах (рис. 4).

Фанерные плиты в качестве подкровельной конструкции вызвали существенное перераспределение усилий, в результате чего приросты усилий во всех несущих вантах стали почти равными. При этом приросты усилий в средних вантах уменьшились при наличии затяжки на 70 %, а при отсутствии затяжки на 50 % по сравнению с моделью без настила (рис. 4).

Стальные плиты еще больше выровнили распределение усилий между несущими вантами. Интересно заметить, что приросты усилий в средних несущих вантах были даже меньше, чем в крайних вантах и при работе с затяжкой составили лишь 4 % от соответствующего прироста у модели без настила (рис. 4).

При работе модели без горизонтальной затяжки стягивающие ванты в некоторой мере заменяют ее и вследствие этого усилие в них возрастает. При этом все виды настилов уменьшили максимальный прирост усилий примерно 15 %.

У модели с затяжкой усилия в стягивающих вантах уменьшились почти до нуля. Рейки не изменили это явление, но настил из плит улучшил состояние: у модели с фанерными плитами сохранилось 50 % от предварительного напряжения, а у модели со стальными плитами даже 80 % (рис. 5). Все виды подкровельных конструкций уменьшили вертикальные перемещения центральной точки вантовой сети по сравнению с моделью без настила (рис. 6): у модели с затяжкой и со стальными плитами на 55 %, у модели без затяжки и со стальными плитами на 35 %.

При работе конструкции с затяжкой настилы из фанерных плит и реек за счет их изгибной жесткости увеличили вертикальные прогибы бортовых элементов (рейки - на 70 %), при этом стальные плиты уменьшили прогиб бортовых элементов на 55 %. При отсутствии затяжки влияние элементов ограждающей конструкции на контур так ярко не выявилось.

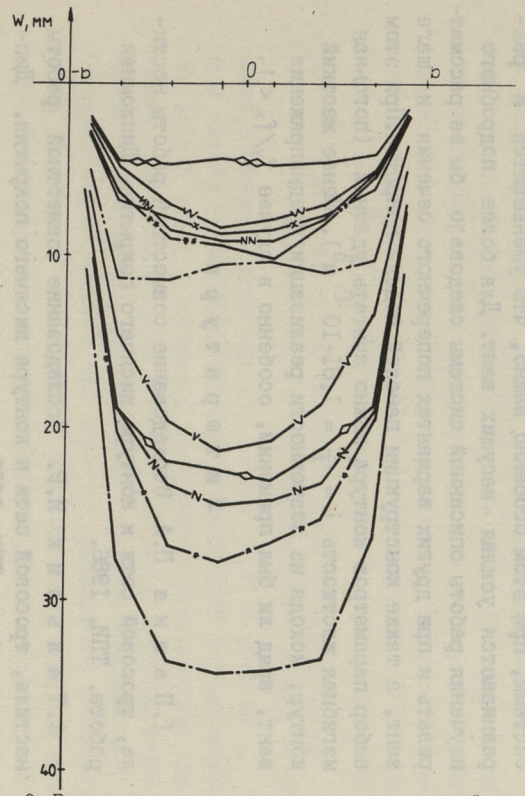


Рис. 6. Вертикальные перемещения средних сечений несущих вант.

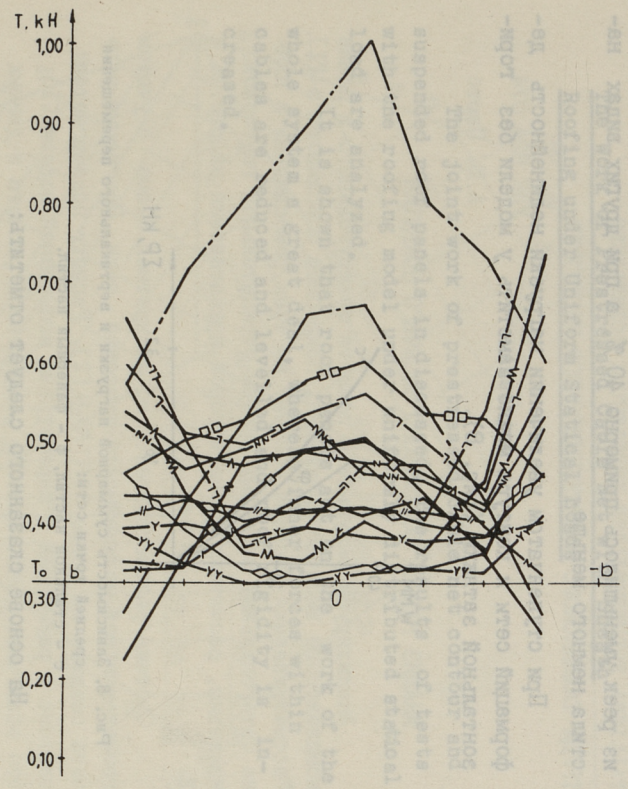


Рис. 7. Усилия в несущих вантах.

У модели без затяжки расползание контура при настиле из реек уменьшилось примерно 40 %, а при других видах настила немного меньше.

При ступенчатом увеличении нагрузки нелинейность деформаций сети и контура можно заметить у модели без горизонтальной затяжки (рис. 8).

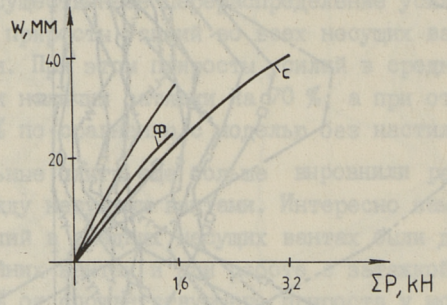


Рис. 8. Зависимость суммарной нагрузки и вертикального перемещения средней точки сети:
с – стальной настил, ф – фанерный настил.

На основе сказанного следует отметить:

Включение панелей покрытия в работу вантовой сети и контура значительно влияет на усилия и перемещения всей системы, при этом особенно важно, что уменьшаются и разравниваются усилия несущих вант. Для более подробного изучения работы описанной системы следовало бы ее рассматривать и при других вариантах поперечного сечения и шага вант, а также конструкции панелей модели покрытия. При этом выбор параметров контура можно считать удачным (погонная изгибная жесткость $i = \frac{J}{\ell} = 1{,}81 \cdot 10^{-8}$ м^3). Менее жесткий контур, исходя из возможности реализации преднапряжения вант, вряд ли был применим, особенно в случае $f_y/f_x < 1$.

Литература

1. Паане П.А. Исследование совместной работы настила, тросовой сети и контура висячего покрытия. Дипломная работа. ТПИ, 1986.

2. Тальвик И.Р. Исследование совместной работы настила, тросовой сети и контура висячего покрытия. Дипломная работа. ТПИ, 1986.

P. Paane, I. Talvik

The Work of Prestressed Cable Net with Sheath Roofing under Uniform Statical Loads

Abstract

The joint work of prestressed cable net contour and suspended roof panels in discussed. The results of tests with the roofing model under uniformly distributed statical load are analyzed.

It is shown that roof panels act on the work of the whole system a great deal, whereas inner forces within cables are reduced and levelled and roof rigidity is increased.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.074

А.Ю. Партс

АНАЛИЗ РАБОТЫ СОСТАВНОГО ВИСЯЧЕГО ПОКРЫТИЯ

Анализируем результаты расчета шестиугольного в плане комплексного висячего покрытия, подробнее описанного в [1]. Рассматриваемая система состоит из трех ромбовидных в плане ортогональных вантовых систем отрицательной гауссовой кривизны, расчетная схема которой представлена на рис. 1 и 2.

Система рассматривается по дискретной схеме с учетом геометрической нелинейности тросовой сети. Программа расчета создана на языке FORTRAN [2]. Расчету подвергается система с размерами и параметрами испытанной модели [1], что облегчает сопоставление результатов расчета и данных эксперимента, позволяющего оценить реальность метода расчета.

Рассматриваемая работа систем, имеющих внутренние затяжки (рис. 1) и без затяжек (рис. 2). Параллельно рассматриваются два варианта предварительного напряжения вантовой системы: в первом варианте в стягивающих и несущих вантах 1,0 кН в каждом (f_y/f_x = 1,35); во втором варианте в стягивающих 1,5 кН и в несущих тросах 0,25 кН (f_y/f_x =0,52).

Как видно из представленных фигур (рис. 3, 4, 5) эпюры к разным поверхностям существенно отличаются.

На рис. 3 (а,б) видно, что при первом варианте предварительного напряжения в средних стягивающих вантах большие вертикальные перемещения возникают в узлах первой четверти пролета (узлы 35, 36, 85 и 86), а при втором варианте в середине пролета. Максимальные вертикальные перемещения по абсолютному значению при равномерно распределенной нагрузке p = 1,55 кН/м^2 составили - 7,1 мм в узлах 36 и 86 (рис. 3 б), а при несимметричной нагрузке в этих

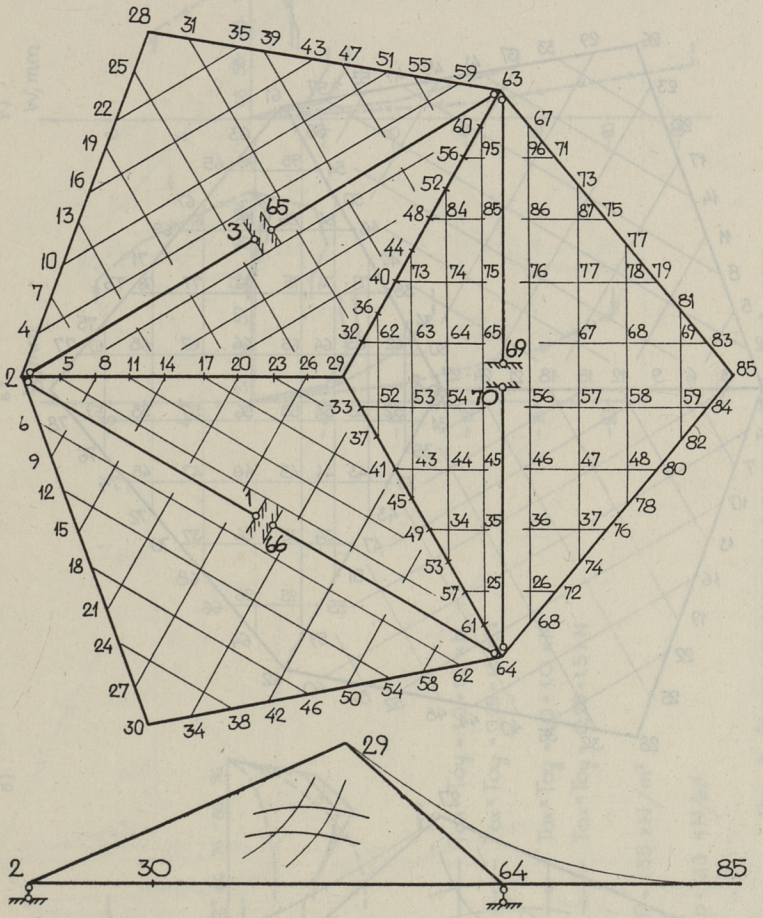


Рис. 1. Расчетная схема покрытия с затяжками.

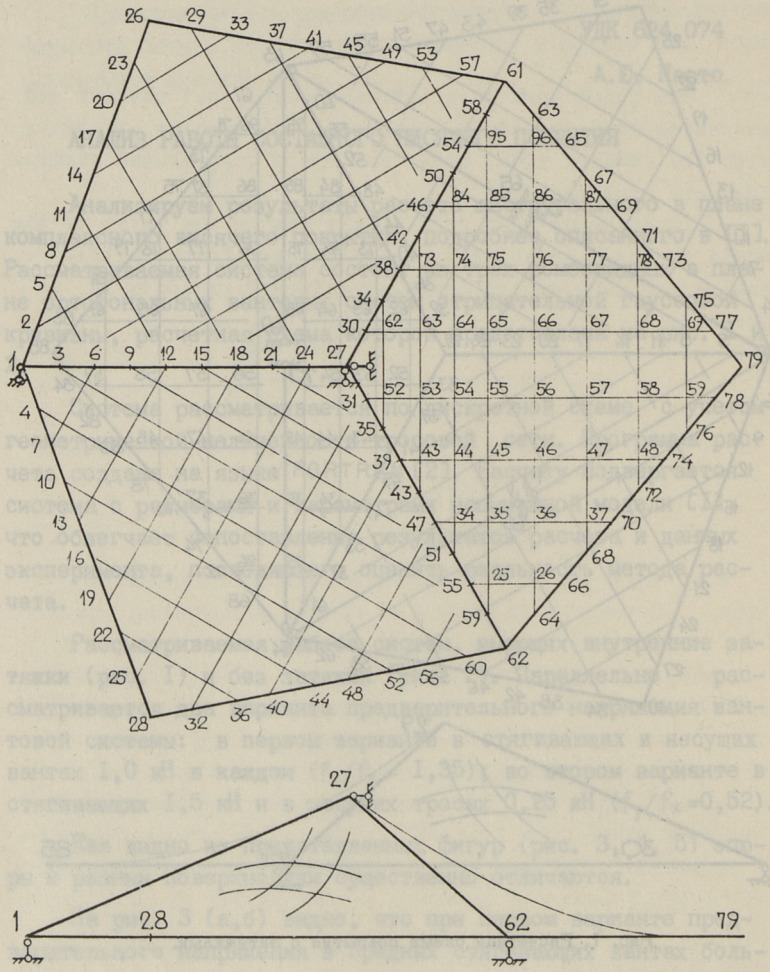


Рис. 2. Расчетная схема покрытия без затяжек.

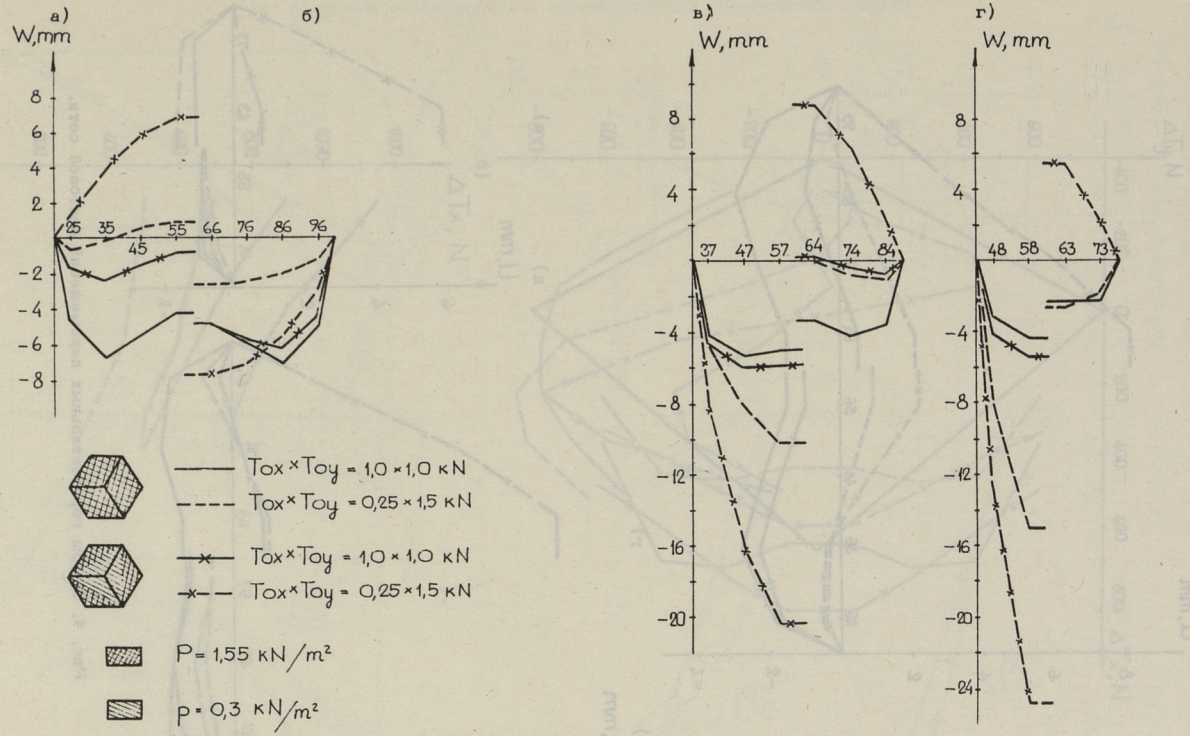


Рис. 3. Эпюры вертикальных перемещений вантовой сети.

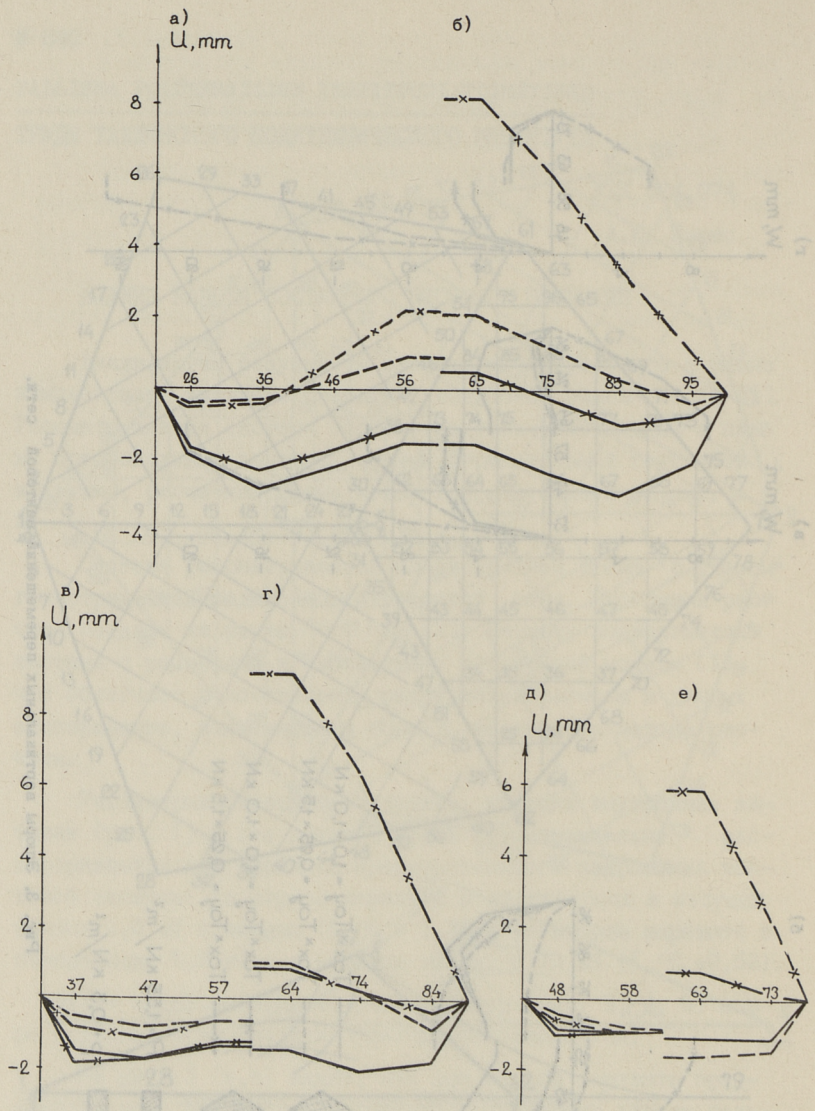


Рис. 4. Эпюры горизонтальных перемещений вантовой сети.

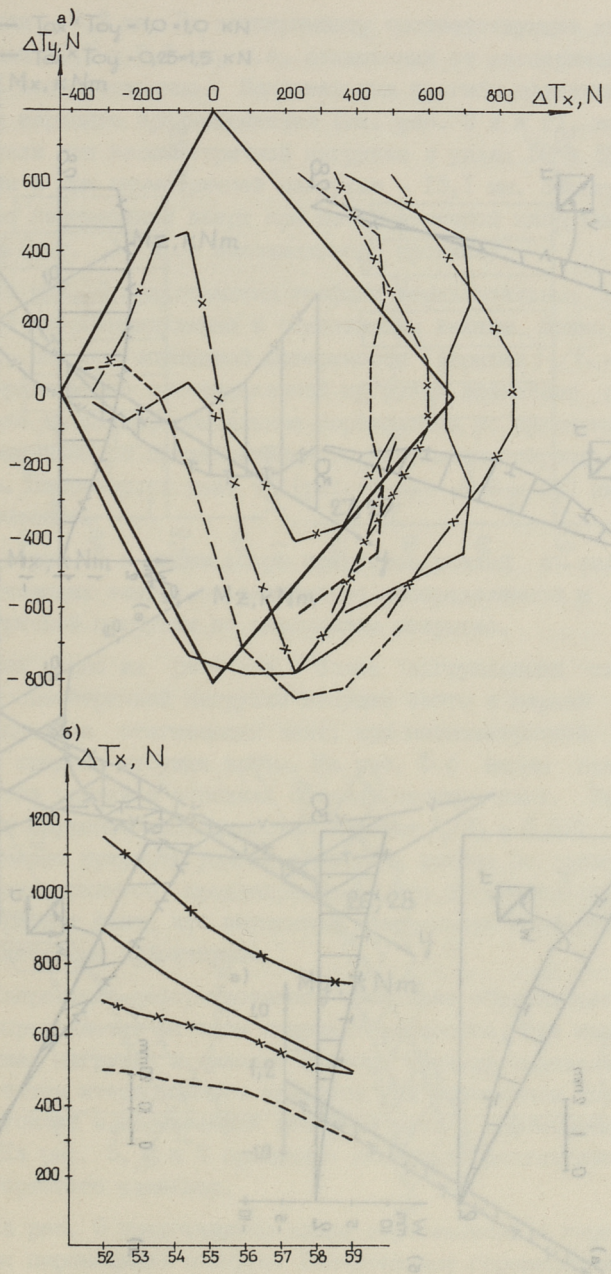


Рис. 5. Эпюры приростов внутренних сил вант.

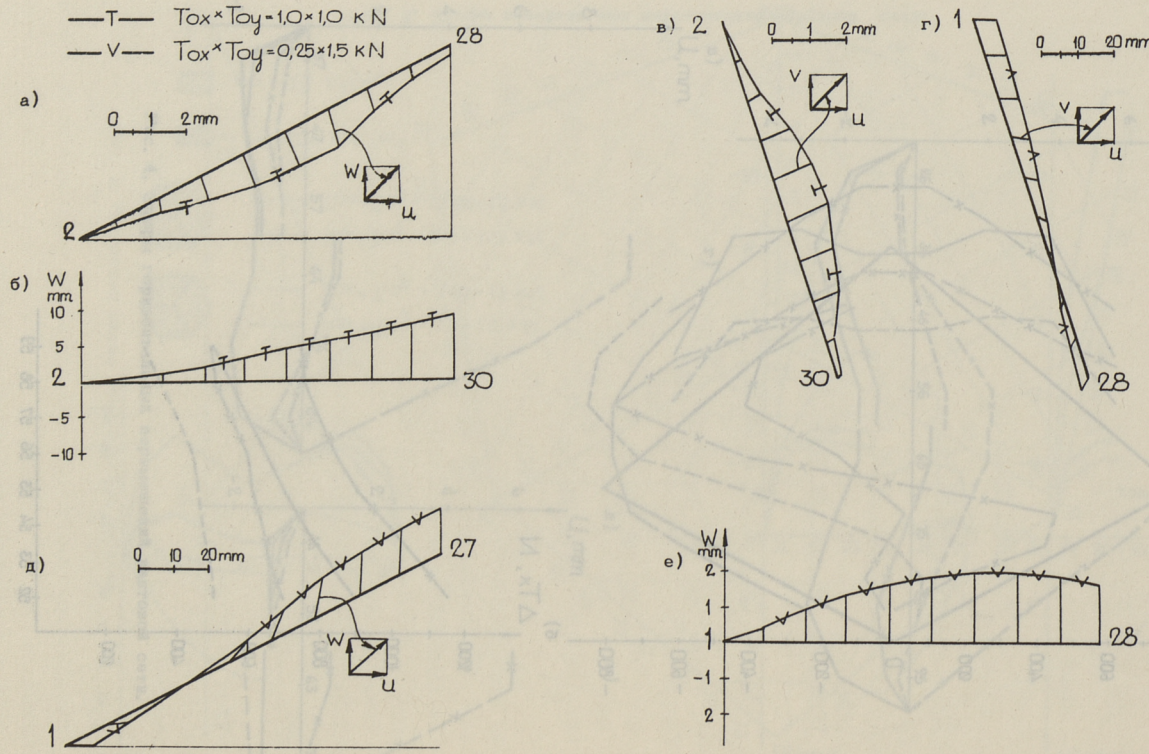


Рис. 6. Эпюры вертикальных и горизонтальных перемещений контура.

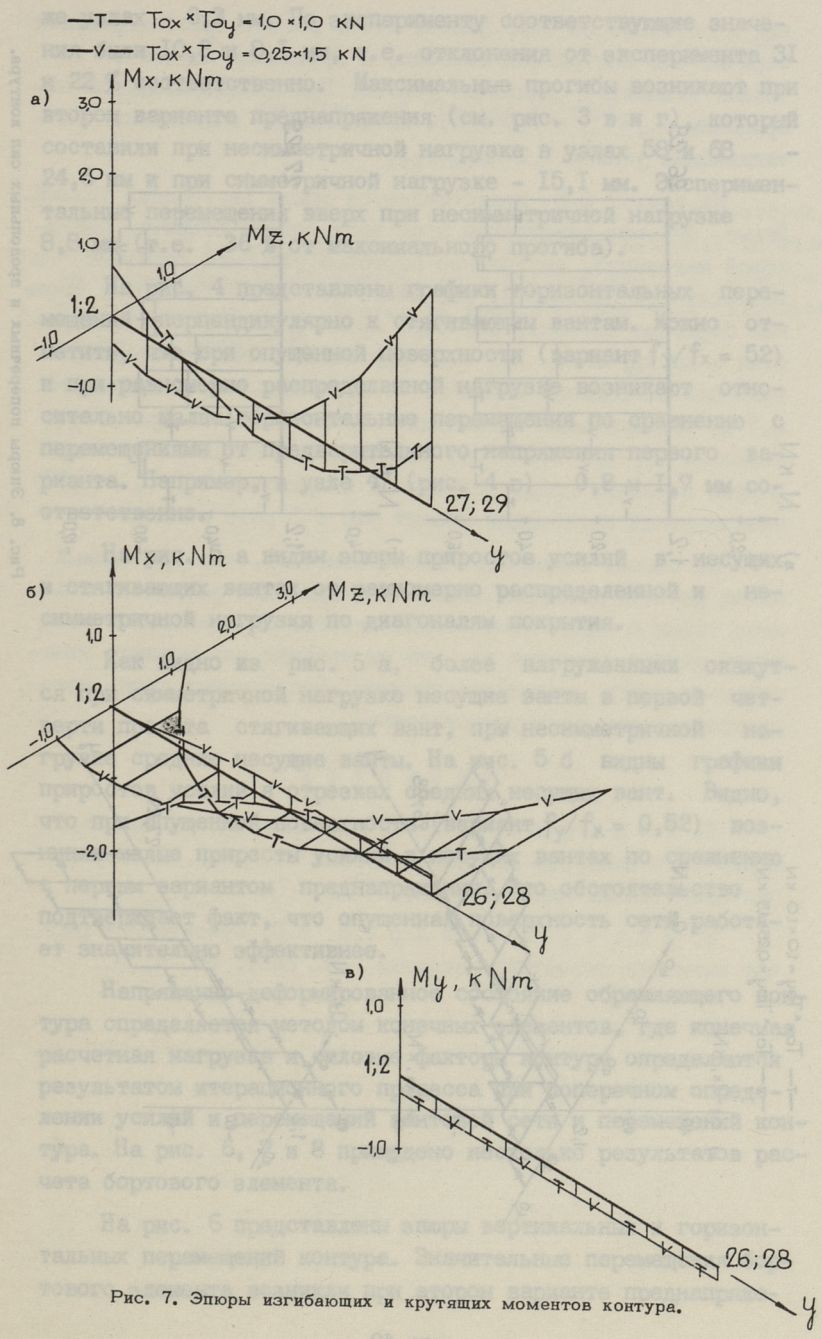


Рис. 7. Эпюры изгибающих и крутящих моментов контура.

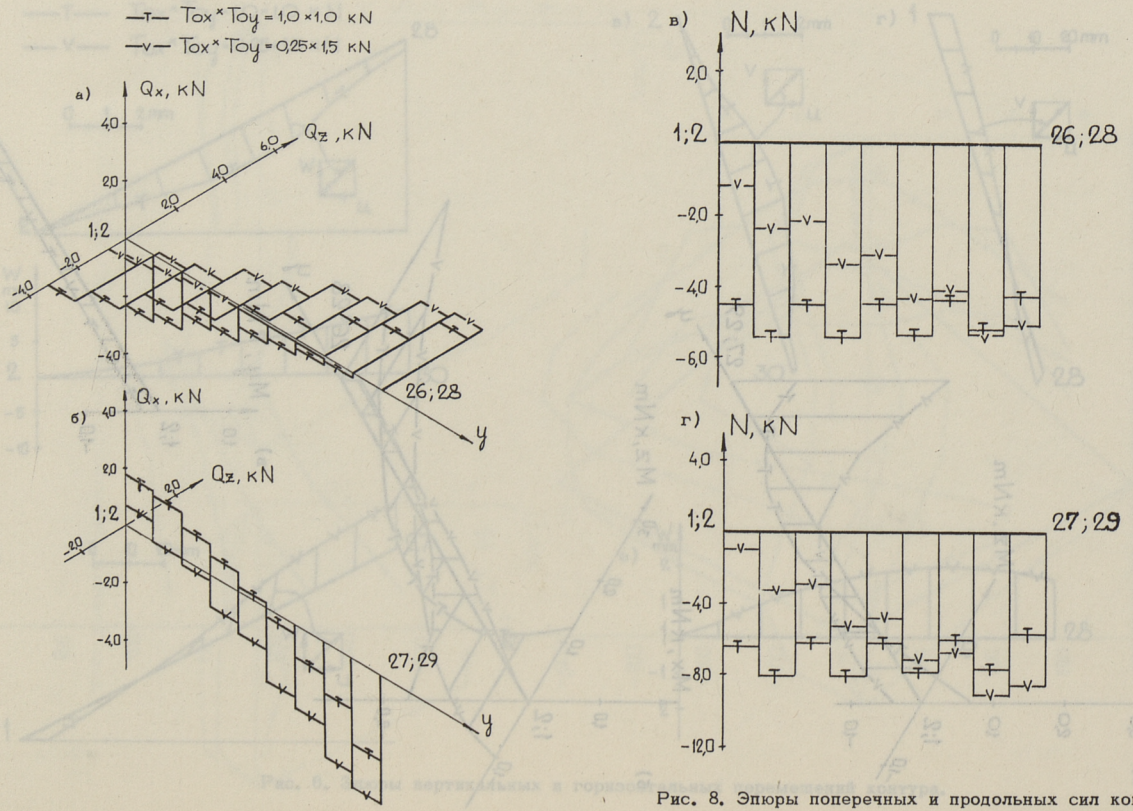


Рис. 8. Эпюры поперечных и продольных сил контура.

же узлах - 6,3 мм. По эксперименту соответствующие значения были I0,3 и 8,I мм, т.е. отклонения от эксперимента 3I и 22 % соответственно. Максимальные прогибы возникают при втором варианте преднапряжения (см. рис. 3 в и г), который составили при несимметричной нагрузке в узлах 58 и 68 - 24,6 мм и при симметричной нагрузке - I5,I мм. Экспериментальные перемещения вверх при несимметричной нагрузке 8,8 мм (т.е. 36 % от максимального прогиба).

На рис. 4 представлены графики горизонтальных перемещений перпендикулярно к стягивающим вантам. Можно отметить, что при опущенной поверхности (вариант $f_y/f_x = 52$) и при равномерно распределенной нагрузке возникают относительно малые горизонтальные перемещения по сравнению с перемещениями от предварительного напряжения первого варианта. Например, в узле 47 (рис. 4 в) - 0,8 м I,7 мм соответственно.

На рис. 5 а видим эпюры приростов усилий в несущих и стягивающих вантах от равномерно распределенной и несимметричной нагрузки по диагоналям покрытия.

Как видно из рис. 5 а, более нагруженными окажутся при симметричной нагрузке несущие ванты в первой четверти пролета стягивающих вант, при несимметричной нагрузке средние несущие ванты. На рис. 5 б видны графики приростов усилий в отрезках средних несущих вант. Видно, что при опущенной поверхности (вариант $f_y/f_x = 0,52$) возникли малые приросты усилий в несущих вантах по сравнению с первым вариантом преднапряжения. Это обстоятельство подтверждает факт, что опущенная поверхность сети работает значительно эффективнее.

Напряженно-деформированное состояние обрамляющего контура определяется методом конечных элементов, где конечная расчетная нагрузка и силовые факторы контура определяются результатом итерационного процесса при поперечном определении усилий и перемещений вантовой сети и перемещений контура. На рис. 6, 7 и 8 приведено несколько результатов расчета бортового элемента.

На рис. 6 представлены эпюры вертикальных и горизонтальных перемещений контура. Значительные перемещения бортового элемента возникли при втором варианте преднапряже-

ния и особенно за счет факта, что в расчете рассматривался вариант без внутренних затяжек, в противном случае в затяжках возникают сжимающие усилия. При предварительном напряжении $T_{ox} \times T_{oy}$ = I,0 x I,0 кН возникли в затяжках растягивающие усилия I,2 кН.

На рис. 7 и 8 представляется эпюра внутренних усилий. Видно, что при загружении всех трех секций покрытия одинаковой нагрузкой, внутренние бортовые элементы работают в вертикальной плоскости, как сжато-изогнутые элементы. Внешние бортовые элементы работают кроме изгиба в двух плоскостях и на кручение. При этом крутящий момент от предварительного напряжения составит от максимального изгибающего 6,7 %. Максимальный изгибающий момент возникал при втором варианте (f_y/f_x = 0,52) без затяжек, а с затяжкой и при первом варианте предварительного напряжения (f_y/f_x = I,35) максимальный изгибающий момент был в 3 раза меньше.

На основе сказанного можно отметить, что применимый метод расчета довольно хорошо подходит для расчета и анализа таких сложных комплексных систем. Отрицательной стороной метода является то, что он требует для решения относительно много машинного времени. Программная часть метода требует еще усовершенствования.

Литература

I. Тальвик А.И. Исследование работы висячего покрытия с контуром из прямолинейных стержней. Диссертация канд. техн. наук. Таллин, 1982.

2. Нийгер К.П., Партс А.Ю. Статический расчет висячего сетчатого покрытия. См. наст. сб. с. 3.

A. Parts

Behaviour of Complex Network

Abstract

A roof model built of three orthogonal cable network subsystems is analyzed, using the discrete methods, in view of geometrical nonlinearity. An algorithm and a program have been developed. Epures of inner forces and displacements are presented.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.011.75

А.И. Тальвик

О ВОЗМОЖНЫХ ВАРИАНТАХ ТЕНТОВЫХ ПОКРЫТИЙ

В настоящей статье под названием "тентовое покрытие" подразумевают сооружение, ограждающей (несущей) конструкцией которого является преднапряженная и стабилизированная тканевая мембрана, натянутая на гибкий либо жесткий каркас из тросов, стоек, изгибно-жестких арок и т.п. Названные конструкции для поддержания покрытий не требуют избыточного давления. Геометрическая неизменяемость (в пределах допустимых перемещений) тканевой мембраны обеспечивается приданием ей формы поверхности с отрицательной гауссовой кривизны, так как такая мембрана является более жесткой по сравнению с плоской при одинаковой величине преднапряжения. Это немаловажно, так как в большинстве случаев в расчетах по прочности определяющей нагрузкой является предварительное напряжение мембраны.

При изготовлении прочных (прочность на разрыв 40.... 200 кН/м) и легких материалов тента достигли значительного успеха как за рубежом, так и в Советском Союзе [1]. Расчетная долговечность названных материалов составляет от 3 до 7 лет, а иногда и более [2].

Тентовые покрытия можно условно классифицировать:

1) по характеру эксплуатации:
   - стационарные (сезонного либо круглогодичного использования),
   - сборно-разборные,
   - реверсируемые,
2) по характеру опорно-несущей конструкции:
   - тентовые (на гибких вантах),
   - тентово-вантовые (на основе тросовой сети на несущих вантах),

- тентово-каркасные (на изгибно-жестком каркасе).

3) по теплостойкости:
   - однослойные (холодные),
   - многослойные.

Каждое конкретное конструктивное решение может одновременно иметь признаки нескольких подклассов.

На кафедре строительных конструкций разработано несколько вариантов типовых узлов тентовых покрытий (крепление натягивающих вант и тросов, соединение соседних элементов тканевой мембраны и т.п.) [3].

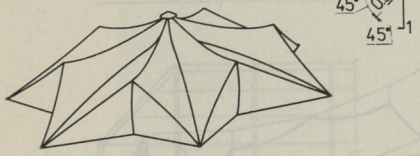


Рис. 1.

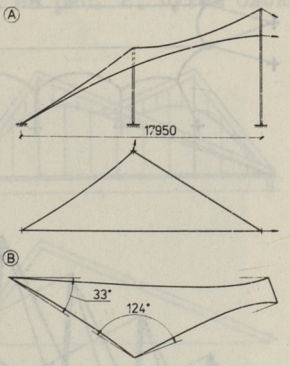


Рис. 2.

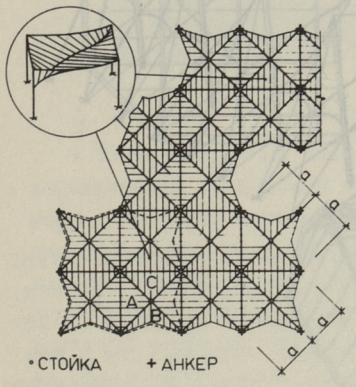


Рис. 3.

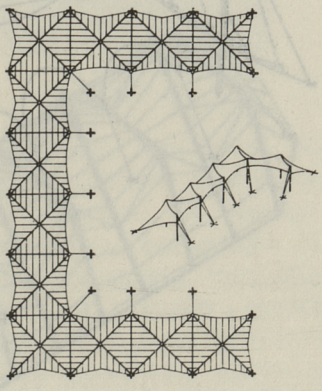


Рис. 4.

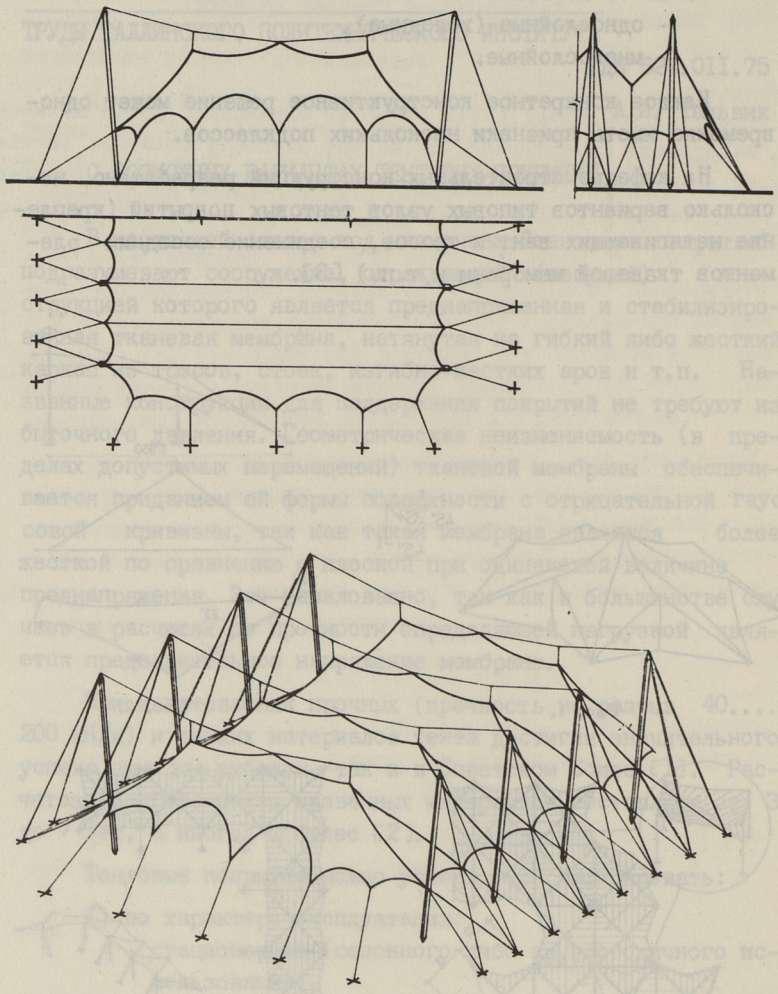


Рис. 5.

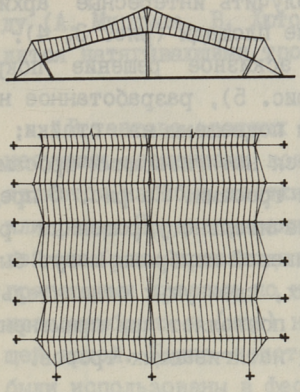


Рис. 6.

Мембрана тентовых покрытий подвешена на несущие тросы и преднапрягается при помощи натягивающих тросов. Свободный несущий пролет самой мембраны может быть до 4,5...5 м. Примером служит тентовое покрытие из брезента, установленное в 1980 году на острове Сааремаа (пролет несущих тросов 11 м, натягивающих 18 м рис. 1) [4]. Раскрой элемента тентовой мембраны представлен на рис. 2. Путем блоки-

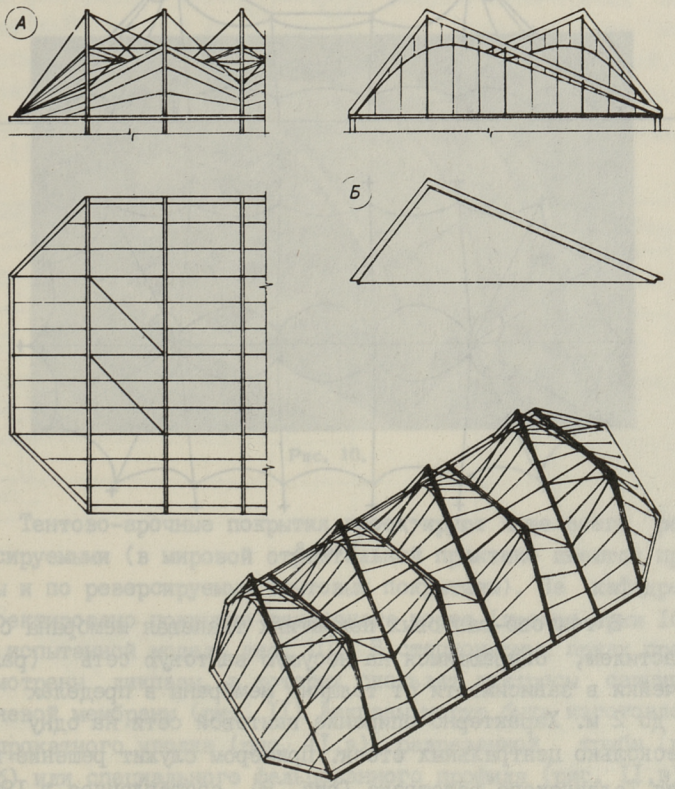


Рис. 7.

рования типовых элементов можно получить интересные архитектурные решения и покрыть большие площади (рис. 3, 4). К тентовым покрытиям относится и эскизное решение покрытия летнего театра на ВДНХ (рис. 5), разработанное на кафедре в 1985 году. Несущие тросы подвешены на стойки; преднапряжение мембраны производится натягивающими тросами по краям покрытия м между несущими тросами. На рис. 6 представлено аналогичное решение со значительно упрощенным раскроем мембраны. Несущие тросы тканевой мембраны могут быть подвешены также на арках либо рамах, сдвинутых относительно друг-друга (рис. 7). Такой вариант позволяет при применении специального раскроя отказаться от натягивающих тросов.

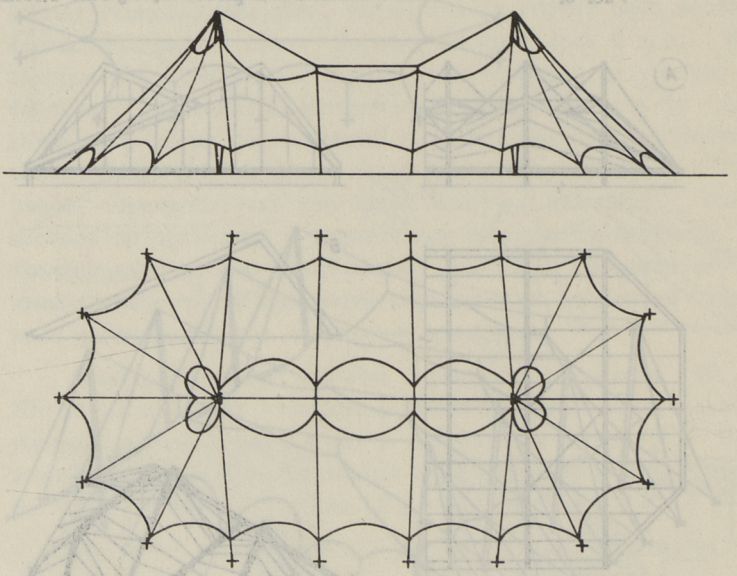


Рис. 8.

В тентово-вантовых покрытиях тканевая мембрана служит настилем, опирающимся на несущую вантовую сеть (размер ячейки в зависимости от толщины мембраны в пределах от 1 до 2 м. Характерно опирание вантовой сети на одну или несколько центральных стоек. Примером служит решение покрытия Таллинского велотрека (рис. 8), составленное в 1987 го-

ду (А. Мурдмаа, В. Хютси). Преднапряжение мембраны производится натягивающими тросами по контуру мембраны.

В тентово-арочных покрытиях несущими элементами конструкций являются изгибно-жесткие арки или рамы. Преднапряжение тканевой мембраны производится напрягающими тросами по нижнему краю мембраны и (или) напрягающей аркой. Такие конструкции были использованы в фестивальном городке ЭССР в Москве на Всесоюзном фестивале молодежи.

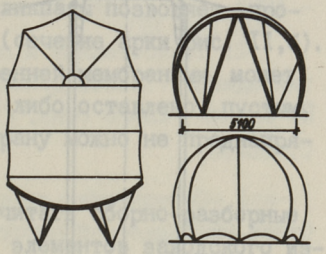


Рис. 9.

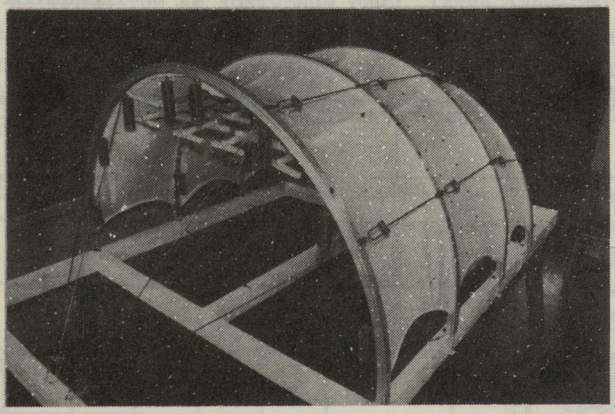


Рис. 10.

Тентово-арочные покрытия проектируют чаще всего реверсируемыми (в мировой строительной практике имеются примеры и по реверсируемым тентовым покрытиям). На кафедре спроектировано покрытие теннисного корта (пролет арки 16 м, вид испытанной модели рис. 10). В стационарных арках предусмотрены ликпазы, в которых скользят ликтросы секции тканевой мембраны (рис. 11). Ликпазы могут быть изготовлены из прокатного уголка (рис. 11,а), разрезанной трубы (рис. 11,б) или специального фальцованного профиля (рис. 11,в).

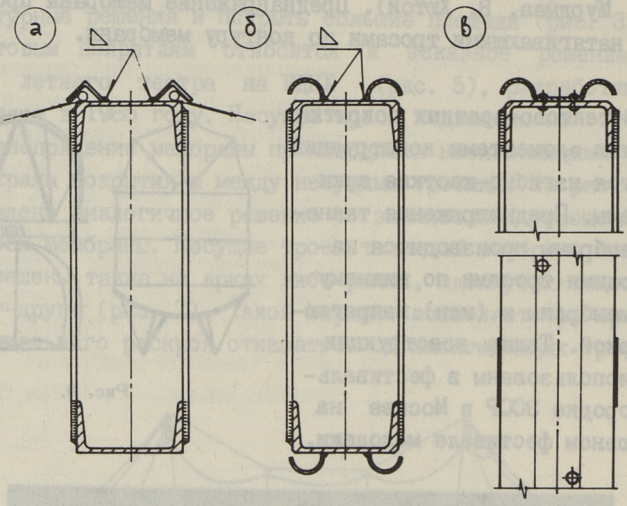


Рис. 11.

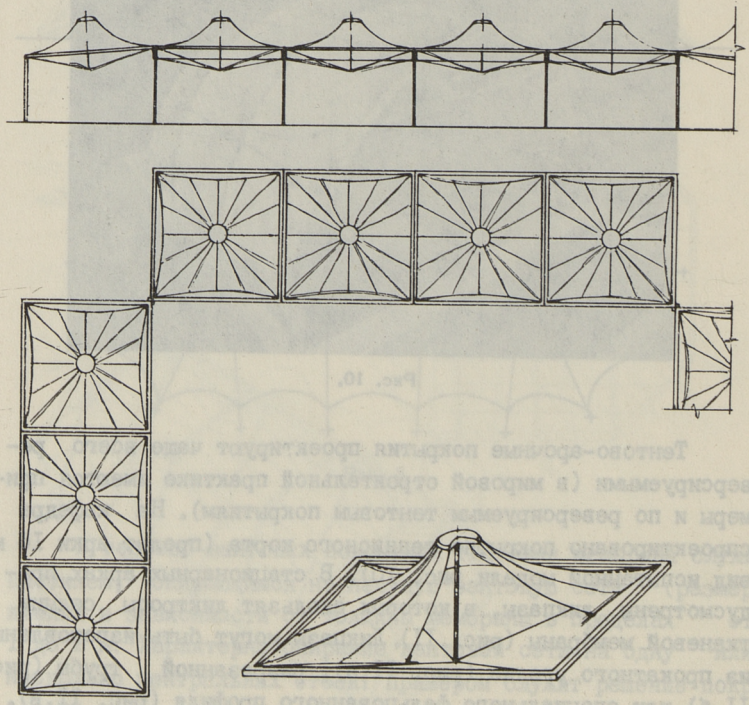


Рис. 12.

Каждая секция является автономной. Натяжение производится вдоль ликтросов и натягивающими тросами по нижнему краю секций. Свободный несущий пролет мембраны (шаг арок) 4 м.

Крепление тканевой мембраны в ликпазы позволяет проектировать и многослойные покрытия (сечение арки рис. II,б). Пространство между наружной и внутренней мембранами может быть наполнено пушистым утеплителем либо оставлено пустым. В последнем случае внутреннюю мембрану можно не преднапрягать.

Весьма перспективным следует считать сборно-разборные покрытия из преднапряженных типовых элементов заводского изготовления (рис. I2). Усилия от тканевой мембраны передают в углы сжатой рамы. Тканевая мембрана преднапрягается при помощи центральной стойки, которая опирается на тросы, выходящие из углов той же контурной рамы. Такие элементы могут быть использованы также в качестве стеновых панелей, как, например, в эскизном решении проекта монтажного цеха в г. Днепропетровске, разработанном на кафедре в I985 г. (рис. I3).

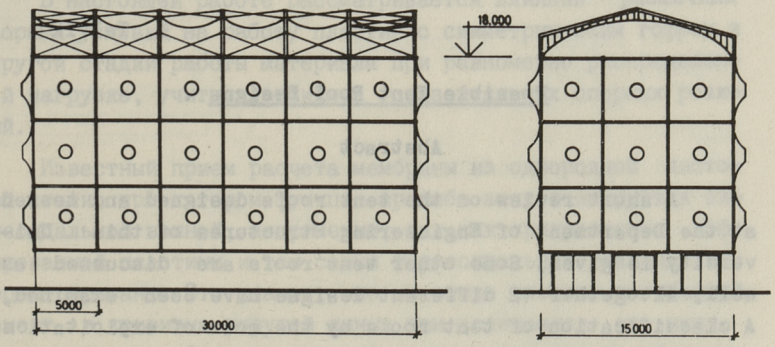


Рис. 13.

В итоге можно сказать следующее.

Тентовые покрытия являются перспективными конструкциями, позволяющими быстро и легко покрыть большие площади. Главными факторами, замедляющими широкое распространение тентовых покрытий в отечественной строительной практике, являются высокая стоимость ткани покрытия и отсутствие мощных заводов-изготовителей.

Литература

I. Нийгер К.П. О деревянных оболочках, висячих и тканевых покрытиях // Строительство и архитектура - Таллин. - 1986. - № 2 (на эстонском языке).

2. Тонкостенные и пространственные конструкции покрытий зданий: Тезисы докладов Всесоюзной конференции. Том I и II. Таллин 23-25 сент. / Таллинск. политехн. ин-т, 1986. - С. 95-96.

3. Составление основ проектирования мягких оболочек: Отчет госбюджетной работы / Таллинский политехн. ин-т; Отв. исп. К.П. Нийгер. № ГР 81040174, инв. № 0286.0028831. Таллин, 1985. - 38 с.

4. Нийгер К.П., Орас Р.Э., Тальвик А.И. Об исследовании работы тенто-вантового покрытия // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1982. - № 527.-С. 77-85.

A. Talvik

Possible Tent Roof Designs

Abstract

A short review on the tent roofs designed and tested at the Department of Engineering Structures of this University is given. Some other tent roofs are discussed as well. Altogether 12 different designs have been examined. A classification of tent roofs by the mode of exploitation, construction and heat resistance is proposed.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.014

Я.Л. Рохусаар

О РАСЧЕТЕ ГОФРИРОВАННЫХ ПЛАСТИН

В легких металлических конструкциях гофрированные пластины являются основными материалами для стен и настила. При сравнительно небольшой высоте гофра эти пластины имеют достаточно большую жесткость на изгиб. В то же время допустимые прогибы вполне сравнимы с высотой гофра.

Естественно, что при горизонтально прикрепленных или жестких опорах, балочная пластина при умеренных прогибах будет работать мембраной. При этом вычисление горизонтальных опорных реакций и опорных моментов является статически неопределенной и геометрически нелинейной задачей.

В настоящей работе рассматривается влияние различных опорных условий на работу пластин с симметрическим гофром в упругой стадии работы материала при равномерно распределенной нагрузке, учитывая влияние горизонтальных опорных реакций.

Известный прием расчета мембраны из однородной листовой стали, при котором функция прогиба аппроксимируется синусоидальной волной, неприменим, так как прикрепление гофрированной пластины и тем самым горизонтальная реакция явно нецентрированы. Это значит, что на опоре имеется изгибающий момент, и кривизна упругой линии там отличается от нуля. Следовательно, функция упругой линии должна иметь дополнение.

Аппроксимируем функцию упругой линии следующим образом:

$$y = w\sin\frac{\pi x}{L} + \frac{M_0 x}{2EJ}(L-x), \qquad (I)$$

отсюда первое и второе производное будут

$$y' = w\frac{\pi}{L}\cos\frac{\pi x}{L} + \frac{M_0}{EJ}\left(\frac{L}{2} - x\right) \qquad (2)$$

$$y'' = -w\frac{\pi^2}{L^2}\sin\frac{\pi x}{L} - \frac{M_0}{EJ}\,. \qquad (3)$$

Функция упругой линии, также как и первое (уклон поворота) и второе (кривизна) производные удовлетворяет реальным краевым условиям.

Далее будем пользоваться следующими обозначениями:

L – пролет балочной пластины;
h – высота гофра;
δ – толщина материала;
$EJ; EA$ – жесткость при изгибе и растяжении;
ρ – кривизна;
M_0 – изгибающий момент на опоре;
$N_1; N_2$ – горизонтальная опорная реакция прикрепления нижнего и верхнего волокон.

Опорный момент зависит от конструкции опор. Рассмотрим три типа опирания:

а) шарнирное прикрепление нижнего волокна;

б) шарнирное прикрепление верхнего волокна;

в) жесткая заделка, что соответствует опоре бесконечно длинной неразрезной балки.

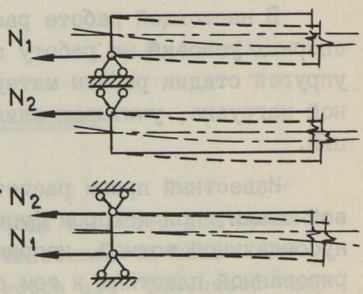


Рис. 1.

Опорные моменты соответственно

а) $M_0 = N_1\frac{h}{2}$,

б) $M_0 = -N_2\frac{h}{2}$, в) $M_0 = (N_1 - N_2)\frac{h}{2}$. (4)

Уравнение упругой линии балки $EJ\rho = -M(x)$ принимает для каждого варианта следующий вид:

а) $$\frac{EJw\pi^2}{L^2}\sin\frac{\pi x}{L} = \frac{p}{2}(Lx - x^2) - N_1 w\sin\frac{\pi x}{L} - \frac{N_1 hx}{4EJ}(L - x). \qquad (5)$$

б) $$\frac{EJw\pi^2}{L^2}\sin\frac{\pi x}{L}=\frac{p}{x}(Lx-x^2)-N_2w\sin\frac{\pi x}{L}+\frac{N_2^2hx}{4EJ}(L-x), \qquad (6)$$

в) $$\frac{EJw\pi^2}{L^2}\sin\frac{\pi x}{L}=\frac{p}{2}(Lx-x^2)-(N_1+N_2)w\sin\frac{\pi x}{L}-\frac{(N_1-N_2)^2hx}{4EJ}(L-x). \qquad (7)$$

Конкретные кинематические условия на опоре для каждого варианта дают еще одно уравнение. Учитываем, что уменьшение расстояния между концами балки из-за искривления оси балки уравновешивается поворотом опорного сечения и удлинением оси балки от нормальной силы. Получаем уравнения

а) $$\frac{N_1L}{EA}=\Delta\rho-y'_{(x=0)}\cdot h, \qquad (8)$$

б) $$\frac{N_2L}{EA}=\Delta\rho+y'_{(x=0)}\cdot h, \qquad (9)$$

в) $$\frac{(N_1+N_2)L}{EA}=\Delta\rho. \qquad (10)$$

Для варианта в), где две неизвестные опорные реакции, условие жесткой заделки опор дает дополнительное уравнение

$$y'_{(x=0)}=0. \qquad (11)$$

Вычисляем уравнение

$$\Delta\rho=\frac{w^2\pi}{4L}+\frac{2wM_0L}{EJ\pi}+\frac{M_0^2L^3}{24E^2J^2}. \qquad (12)$$

Учитывая (2) и (12) от (8)...(11) получим:

$$\frac{N_1L}{EA}+\frac{w\pi h}{L}+\frac{N_1h^2L}{4EA}=\frac{w^2\pi^2}{4L}+\frac{wN_1hL}{EJ\pi}+\frac{N_1^2h^2L^2}{96E^2J^2} \qquad (13)$$

$$\frac{N_2L}{EA}+\frac{w\pi h}{L}-\frac{N_2h^2L}{4EA}=\frac{w^2\pi^2}{4L}-\frac{wN_2hL}{EJ\pi}+\frac{N_2^2h^2L^3}{96E^2J^2} \qquad (14)$$

$$\frac{(N_1+N_2)L}{EA}=\frac{w^2\pi^2}{4L}+\frac{(N_1-N_2)whL}{EJ\pi}+\frac{(N_1-N_2)^2h^2L^3}{96E^2J^2} \qquad (15)$$

$$w\frac{\pi}{L}+\frac{(N_1+N_2)Lh}{4EJ}=0 \qquad (16)$$

Чтобы получить систему алгебраических уравнений, необходимо выражения (5), (6) и (7) умножить на $\sin\frac{\pi x}{L}dx$ и вычислить интегралы от x = 0 до x = I. Вводим безразмерные параметры нагрузки (p^*), горизонтальной реакции (F_1, F_2, C_1 и C_2) и прогиба f

$$p^* = \frac{pL^4}{hEJ};\ F_1 = \frac{N_1L^2}{EJ};\ F_2 = \frac{N_2L^2}{JE};\ f = \frac{w}{h};$$
$$C_1 = \frac{(N_1+N_2)L^2}{EJ};\quad C_2 = \frac{(N_1-N_2)L^2}{EJ}. \qquad (I7)$$

Получим три системы алгебраических уравнений

а)
$$\pi^5 f + \pi^3 F_1 f + 2F_1^2 = 4p^* \qquad (I8)$$

$$4\pi f + \left(4\frac{i^2}{h^2}+1\right)F_1 - \frac{4}{\pi}fF_1 - \pi^2 f^2 - \frac{F_1^2}{24} = 0 \qquad (I9)$$

б)
$$\pi^5 f + \pi^3 F_2 f - 2F_1^2 = 4p^* \qquad (20)$$

$$4\pi f - \left(4\frac{i^2}{h^2}+1\right)F_2 - \frac{4}{\pi}fF_2 + \pi^2 f^2 + \frac{F_2^2}{24} = 0 \qquad (2I)$$

в)
$$\pi^5 f + \pi^3 C_1 f + 2C_1C_2 = 4p^* \qquad (22)$$

$$C_1\frac{i^2}{h^2} - \frac{\pi^2}{4}f^2 - \frac{f}{\pi}C_2 - \frac{C_2^2}{96} = 0 \qquad (23)$$

$$C_2 = -4\pi f. \qquad (24)$$

Отсюда видно, что уравнения (I8) и (20), (I9) и (2I) различаются друг от друга только знаком параметра нагрузки (p^*) и прогиба (f). Это вполне естественно, так как вариант б) получен от варианта а) путем замены направления нагрузки, а направление прогиба должно соответствовать направлению нагрузки.

Решение полученных систем алгебраических уравнений - задача трудоемкая и на практике проектирования неприменима. Система уравнений с различными параметрами пластин решается при помощи ЭВМ. Далее строится номограмма, где параметр максимального прогиба $f^* = y_{max} : h$ и параметр горизонтальной реакции находятся в зависимости от параметра нагрузки p^*.

Рассматривается три типа гофра (рис. 2)

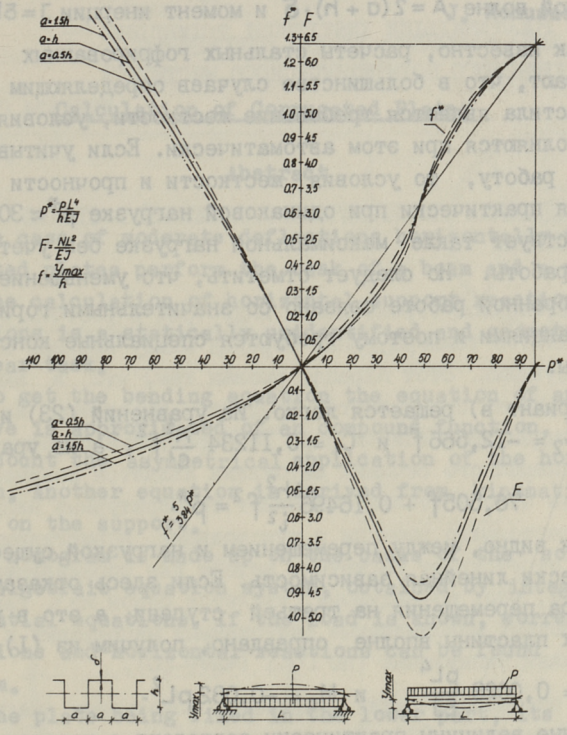


Рис. 2.

По номограмме видно, что при нижнем креплении горизонтальная реакция – сжимающая сила (эффект арки) и только при значительном прогибе $y^* = \frac{4}{\pi}$ она меняет знак. Максимальная величина сжимающей силы получается при нагрузке $p^* = 50$, что соответствует прогибу $f^* \cong 0{,}65$. При меньшей нагрузке прогиб остается значительно меньшим, чем при балочной схеме ($f^* = (5 : 384) \cdot p$). При варианте с верхним креплением горизонтальная реакция положительная, а прогиб значительно меньше, чем без учета мембранной работы.

Величинами f^* и F, полученными по номограмме, можно пользоваться при проверке прочности и жесткости выбранной пластины. Следует отметить, что параметры F и f^* мало зависят от отношения шага и высоты гофра. При небольшой тол-

щине материала δ поперечное сечение пластины шириной, равной одной волне $A = 2(a + h)\cdot\delta$ и момент инерции $J = \delta h^2(a + \frac{h}{3}) : 2$.

Как известно, расчеты стальных гофрированных пластин показывают, что в большинстве случаев определяющим при выборе настила является требование жесткости, условия прочности выполняются при этом автоматически. Если учитывать мембранную работу, то условия жесткости и прочности удовлетворяются практически при одинаковой нагрузке $p^* \approx 30$, что соответствует также максимальной нагрузке без учета мембранной работы. Но следует отметить, что уменьшение прогиба при мембранной работе связано со значительными горизонтальными реакциями и поэтому требуются специальные конструктивные меры.

Вариант в) решается легко. Из уравнений (23) и (2I) получим $C_2 = -I2{,}566\,f$ и $C_1 = 0{,}II234\,\frac{h^2}{c'}f^2$, а из уравнения (22)

$$76{,}505f + 0{,}I6496\,\frac{h^2}{i^2}f^2 = p^*.$$

Как видно, между перемещением и нагрузкой существует практически линейная зависимость. Если здесь отказаться от параметра перемещения на третьей ступени, а это в реальных прогибах пластины вполне оправдано, получим из (I) и (4):

$$y_{max} = 0{,}0028\,\frac{pL^4}{EJ} \quad \text{и} \quad M_0 = -0{,}082\,pL^2.$$

Полученные величины практически совпадают с известными результатами, вычисленными по схеме статически неопределенной балки без учета горизонтальных реакций:

$$y_{max} = 0{,}0026\,\frac{pL^4}{EJ} \quad \text{и} \quad M_0 = \frac{2pL^2}{3\cdot8} = 0{,}083\,pL^2.$$

Выводы

Горизонтально прикрепленная гофрированная пластина при прогибах, допускаемых для строительных конструкций, работает мембраной. При нижнем креплении прогиб остается примерно на I/3, а при верхнем креплении до I/2 меньшим, чем расчетный по балочной схеме. При этом возникают значительные горизонтальные реакции, которые требуют особых конструктивных решений. У пластин, работающих по схеме неразрезной балки, эффект мембранной работы при умеренных прогибах незначительный.

J. Rohusaar

Calculation of Corrugated Plates

Abstract

In case of moderate deflections horizontally fixed corrugated plates perform the task of a beam and a membrane.

The calculation of horizontal support reactions and deflections is a statically unidentified and geometrically non-linear task.

To get the bending equation the equation of an elastic curve is approximated of an compound function, taking into account the asymmetrical application of the horizontal reaction. Another equation is derived from kinematic conditions on the support.

A nomogram is made up on the basis of the solutions of the algebraic equation system, obtained by integrating differential equations. If the load is known, corresponding deflections and horizontal reactions can be found on the nomogram.

The plate being fixed in the lower part, its deflection is 1/3 less than that of a beam plate. In case the plate is fixed in the upper part its deflection is 1/2 of the corresponding deflection of a beam plate. At the same time a considerable horizontal support reaction is observed.

The membrane effect of the plates functioning as continuous beams is insignificant.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.074.433

А.В. Рейманн

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В СТЕНКЕ АВТОКЛАВА

У автоклавов строительной индустрии в рабочем состоянии появляется температурный перепад между верхней и нижней образующими. Этот перепад вызван тем, что в нижней части автоклава скапливаются продукты, выделяемые изделиями, и сконденсировавшийся пар. Температурный перепад по высоте поперечного сечения автоклава является нелинейным, вследствие чего в стенке возникают температурные напряжения. До настоящего времени в руководящих нормативных документах отсутствуют расчетные методы для определения этих напряжений, что, по-видимому, является одной из главных причин, почему максимальные допускаемые напряжения в стенке автоклава заниженные (по ГОСТ 14249-80).

Для определения этих напряжений используем аналитический метод расчета [4]. Исходим из дифференциальных уравнений равновесия цилиндрической оболочки в перемещениях:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{1-\nu}{2R^2}\frac{\partial^2 u}{\partial \varphi^2}+\frac{1+\nu}{2R}\frac{\partial^2 v}{\partial x\partial \varphi}-\frac{\nu}{R}\frac{\partial w}{\partial x}=\alpha(1+\nu)\frac{\partial T^\circ}{\partial x}$$

$$\frac{1}{R^2}\frac{\partial^2 v}{\partial \varphi^2}+\frac{1-\nu}{2}\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{1+\nu}{2R}\frac{\partial^2 u}{\partial x\partial \varphi}-\frac{1}{R^2}\frac{\partial w}{\partial \varphi}+\frac{t^2}{12R^2}\left[\frac{1}{R^2}\frac{\partial^2 v}{\partial \varphi^2}+\right.$$

$$\left.+(1-\nu)\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}\right]+\frac{t^2}{12R^2}\left[\frac{1}{R^2}\frac{\partial^3 w}{\partial \varphi^3}+\frac{\partial^3 w}{\partial x^2\partial \varphi}\right]=\frac{\alpha}{R}(1+\nu)\frac{\partial T^\circ}{\partial \varphi}$$

$$\nu\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{1}{R}\frac{\partial v}{\partial \varphi}-\frac{1}{R}w-\frac{t^2}{12}\left[\frac{1}{R^3}\frac{\partial^3 v}{\partial \varphi^3}+\frac{2-\nu}{R}\frac{\partial^3 v}{\partial x^2\partial \varphi}\right]-$$

$$-\frac{t^2}{12}\left[R\frac{\partial^4 w}{\partial x^4}+\frac{1}{R^3}\frac{\partial^4 w}{\partial \varphi^4}+\frac{2}{R}\frac{\partial^4 w}{\partial x^2\partial \varphi^2}\right]=\alpha(1+\nu)T^\circ$$

где u, v, w - перемещения относительно осей x, y и z (рис. I);

T° - температура стенки автоклава (рис. 2).

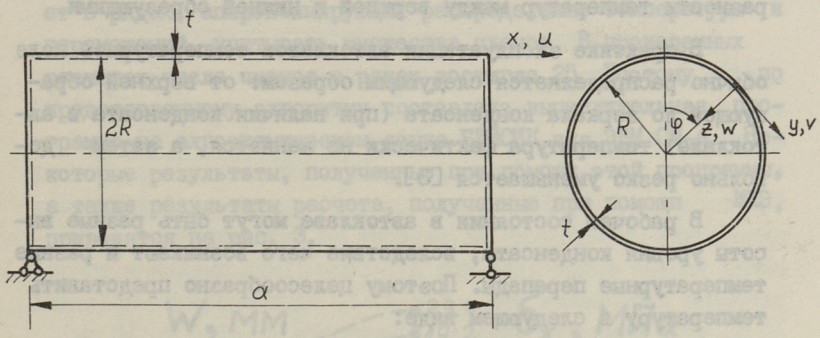


Рис. 1. Расчетная схема автоклава.

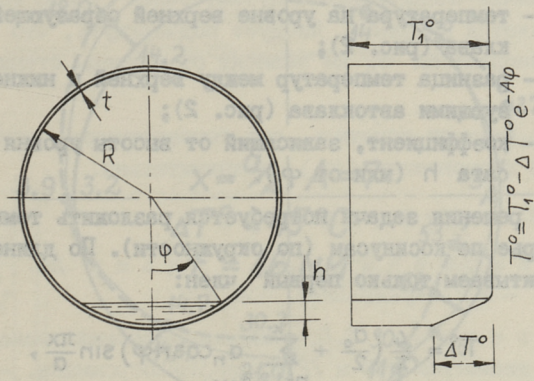


Рис. 2. Распределение температуры по высоте поперечного сечения по экспоненциальному закону.

Для решения задачи перемещения u, v и w приняты следующие выражения:

$$u = \left(u_0 + \sum_{n=1,2,3\ldots}^{K} u_n \cos n\varphi\right) \cos\frac{\pi x}{a},$$

$$v = \sum_{n=1,2,3\ldots}^{K} v_n \sin n\varphi \sin\frac{\pi x}{a},$$

$$w = \left(w_0 + \sum_{n=1,2,3\ldots}^{k} w_n \cos n\varphi\right) \sin\frac{\pi x}{a},$$

где число членов k зависит от высоты уровня конденсата и разности температур между верхней и нижней образующими.

В практике эксплуатации автоклавов температурное поле обычно распределяется следующим образом: от верхней образующей до зеркала конденсата (при наличии конденсата в автоклаве) температура фактически не меняется, а затем довольно резко уменьшается [3].

В рабочем состоянии в автоклаве могут быть разные высоты уровня конденсата, вследствие чего возникают и разные температурные перепады. Поэтому целесообразно представить температуру в следующем виде:

$$T^\circ = \frac{4}{\pi}\left(T_1^\circ - \Delta T^\circ e^{-A\varphi}\right) \sin\frac{\pi x}{a},$$

где T_1° – температура на уровне верхней образующей автоклава (рис. 2);

ΔT° – разница температур между верхней и нижней образующими автоклава (рис. 2);

A – коэффициент, зависящий от высоты уровня конденсата h (или от φ).

Для решения задачи потребуется разложить температуру в ряд Фурье по косинусам (по окружности). По длине автоклава учитываем только первый член:

$$T^\circ = \frac{4}{\pi}\left(\frac{a_0}{2} + \sum_{n=1,2,3\ldots}^{k} a_n \cos n\varphi\right) \sin\frac{\pi x}{a},$$

где

$$\frac{a_0}{2} = \frac{1}{\pi}\int_0^{\pi}\left(T_1^\circ - \Delta T^\circ e^{-A\varphi}\right) d\varphi,$$

$$a_n = \frac{2}{\pi}\int_0^{\pi}\left(T_1^\circ - \Delta T^\circ e^{-A\varphi}\right) \cos n\varphi \, d\varphi.$$

Если найдены выражения для перемещений u, v и w общеизвестным путем [4], можно приступить к расчету температурных напряжений:

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2}\left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\nu}{R}\left(\frac{\partial v}{\partial \varphi} - w\right)\right] - \alpha\frac{ET^\circ}{1-\nu},$$

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{1-\nu^2}\left[\frac{\partial v}{R\partial\varphi} - \frac{w}{R} + \nu\frac{\partial u}{\partial x}\right] - \alpha\frac{ET^\circ}{1-\nu}.$$

Чтобы получить удовлетворительные результаты, следует в рядах, аппроксимирующих распределение температуры и перемещений, учитывать множества членов. В проведенных расчетах число членов в рядах достигло 25. Поэтому по представленному алгоритму составлена вычислительная программа на алгоритмическом языке БЕЙСИК для ЭВМ СМ-4. Некоторые результаты, полученные при помощи этой программы, а также результаты расчета, полученные при помощи МКЭ, приводятся на рис. 3.

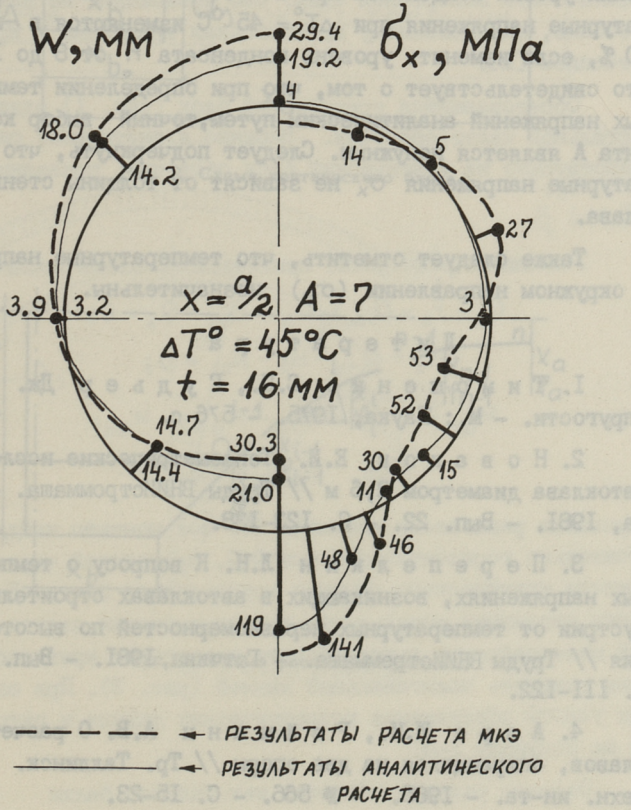


Рис. 3. Эпюры температурных напряжений и поперечных перемещений в середине 17-метрового двухопорного автоклава.

В проведенных расчетах параметры автоклава принимались следующие:

a = 17000 мм	T_1° = 180 °С	$E = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа
R = 1000 мм	ΔT° = 45 °С	$\alpha = 1{,}2 \cdot 10^{-5}$
t = 16 мм	A = 7	$\nu = 0{,}3$

В общем напряженном состоянии стенки автоклава доминирующую роль играют продольные температурные напряжения σ_x, которые на уровне нижней образующей автоклава при ΔT°=45 °С и при уровне конденсата h = 13 см достигают 140 МПа и этим составляют более 50 % от суммарных максимальных напряжений. Как показывают проведенные расчеты, значения температурных напряжений существенно не зависят от незначительного изменения уровня конденсата при ΔT°=const (максимальные температурные напряжения при ΔT° = 45 °С изменяются в пределах 10 %, если изменить уровень конденсата h от 8 до 18 см). Это свидетельствует о том, что при определении температурных напряжений аналитическим путем, точный выбор коэффициента А является ненужным. Следует подчеркнуть, что температурные напряжения σ_x не зависят от толщины стенки автоклава.

Также следует отметить, что температурные напряжения в окружном направлении (σ_φ) незначительны.

Литература

1. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости. - М.: Наука, 1975. - 576 с.

2. Новаков Е.И. Тензометрические исследования автоклава диаметром 2,6 м // Труды ВНИИстроммаша. - Гатчина, 1981. - Вып. 22. - С. 123-138.

3. Перепелкин Л.Н. К вопросу о температурных напряжениях, возникающих в автоклавах строительной индустрии от температурных неравномерностей по высоте сечения // Труды ВНИИстроммаша. - Гатчина, 1981. - Вып. 22. - С. 111-122.

4. Ааре И.И., Рейманн А.В. О расчете автоклавов, опирающихся на две опоры // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 566. - С. 15-23.

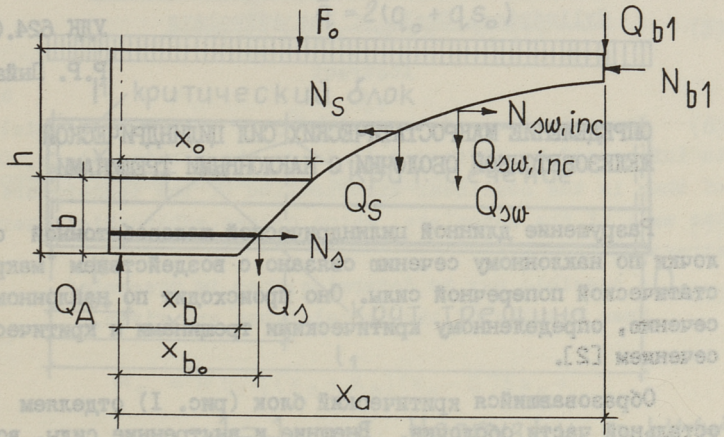


Рис. 2. Схема критического блока.

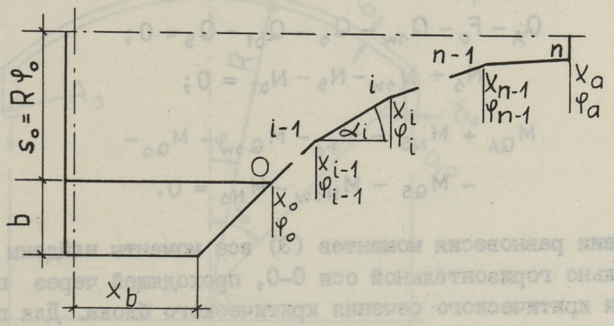


Рис. 3. Схема расчетной трещины.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.04

Р.Р. Пыйал

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКРОСТАТИЧЕСКИХ СИЛ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЖЕЛЕЗОБЕТОННОЙ ОБОЛОЧКИ С НАКЛОННЫМИ ТРЕЩИНАМИ

Разрушение длинной цилиндрической железобетонной оболочки по наклонному сечению связано с воздействием макростатической поперечной силы. Оно происходит по наклонному сечению, определенному критическими трещинами и критическим сечением [2].

Образовавшийся критический блок (рис. I) отделяем от остальной части оболочки. Внешние и внутренние силы, воздействующие на критический блок оболочки, показаны на рис. 2.

Условиями равновесия критического блока являются:

$$Q_A - F_0 - Q_{\sigma w} - Q_\sigma - Q_{b1} - Q_S = 0; \qquad (1)$$

$$N_\sigma + N_{\sigma w} - N_S - N_{b1} = 0; \qquad (2)$$

$$M_{QA} + M_{NS} - M_{F_0} - M_{Q\sigma w} - M_{Q\sigma} - M_{QS} - M_{N\sigma w} - M_{N\sigma} = 0. \qquad (3)$$

В условии равновесия моментов (3) все моменты найдены относительно горизонтальной оси 0-0, проходящей через центр тяжести критического сечения критического блока. Для получения численных результатов при определении членов уравнений целесообразно криволинейную траекторию критической трещины заменить полигональной линией (рис. 3). При определении усилий обозначения геометрических данных и нагрузок даны на рисунках I-3.

Опорная реакция оболочки как большой балки

$$Q_A = l_1(q_{\gamma 0} + q_{S_0}). \qquad (4)$$

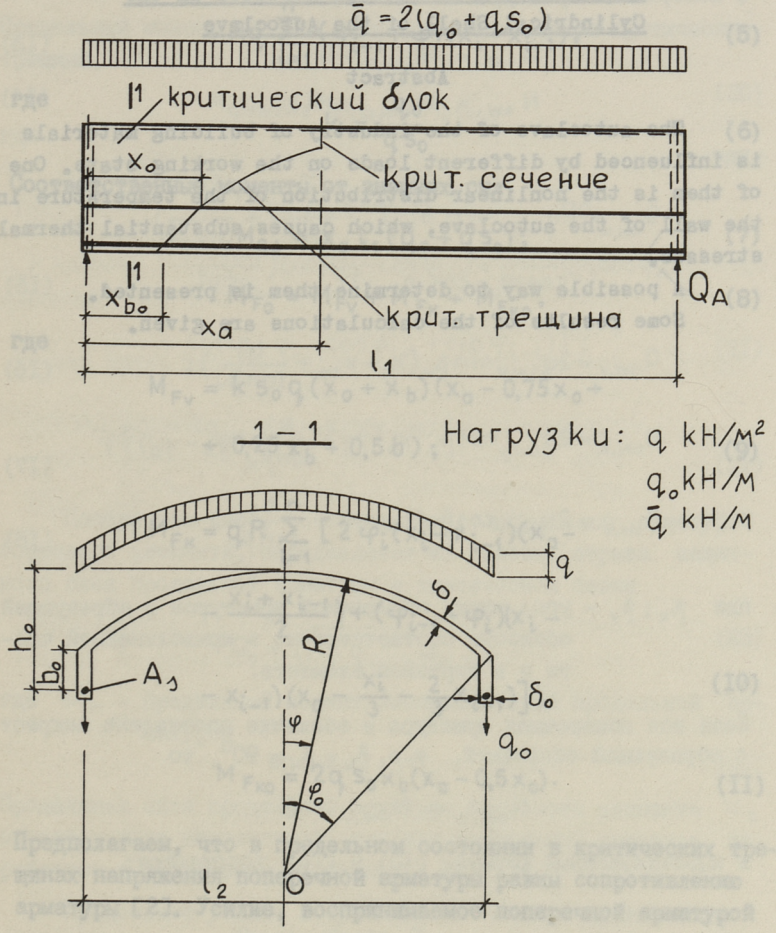


Рис. 1. Схема оболочки.

A. Reimann

Determination of Thermal Stresses in the Cylindrical Shell of the Autoclave

Abstract

The autoclave of the industry of building materials is influenced by different loads on the working state. One of them is the nonlinear distribution of the temperature in the wall of the autoclave, which causes substantial thermal stresses.

A possible way to determine them is presented.

Some results of the calculations are given.

Внешняя нагрузка, приложенная на критический блок

$$F_0 = s_0 q \left[2x_0 + k(x_0 + x_b)\right] + \\ + Rq \sum_{i=1}^{n} (\varphi_{i-1} + \varphi)(x_i - x_{i-1}), \qquad (5)$$

где

$$k = \frac{q_0}{q s_0}. \qquad (6)$$

Соответственные моменты от внешних сил

$$M_{QA} = x_a l_1 (q_0 + q s_0); \qquad (7)$$

$$M_{F0} = M_{Fv} + M_{Fk} + M_{Fk0}, \qquad (8)$$

где

$$M_{Fv} = k s_0 q (x_0 + x_b)(x_a - 0{,}75 x_0 + \\ + 0{,}25 x_b + 0{,}5 b); \qquad (9)$$

$$M_{Fk} = qR \sum_{i=1}^{n} \left[2\varphi_i (x_i - x_{i-1})(x_a - \right. \\ - \frac{x_i + x_{i-1}}{2}) + (\varphi_{i-1} - \varphi_i)(x_i - \\ \left. - x_{i-1})(x_a - \frac{x_i}{3} - \frac{2}{3} x_{i-1})\right]; \qquad (10)$$

$$M_{Fk0} = 2q s_0 x_0 (x_a - 0{,}5 x_0). \qquad (11)$$

Предполагаем, что в предельном состоянии в критических трещинах напряжения поперечной арматуры равны сопротивлению арматуры [2]. Усилие, воспринимаемое поперечной арматурой выражается:

$$q_{sw,k} = \frac{A_{sw,k} R_s}{t_k}; \quad q_{sw,v} = \frac{A_{sw,v} R_s}{t_v}, \qquad (12)$$

где $A_{sw,k}$; $A_{sw,v}$ – площадь поперечного сечения поперечного стержня соответственно в криволинейной части и в бортовом элементе;

$t_к$; t_v - шаг поперечных стержней.

Вертикальная и продольная составляющие предельных усилий в поперечной арматуре соответственно

$$Q_{sw} = Q_{sw,к} + Q_{sw,v}; \tag{I3}$$

$$N_{sw} = N_{sw,к} + N_{sw,v}, \tag{I4}$$

где

$$Q_{sw,к} = 2Rq_{sw,к}\sin\beta_к \sum_{i=1}^{n}\left(\frac{1}{\tan\alpha_i} + \frac{1}{\tan\beta_к}\right)$$
$$(\cos\varphi_i - \cos\varphi_{i-1}); \tag{I5}$$

$$Q_{sw,v} = 2q_{sw,v}\sin\beta_v\left(x_0 - x_{b0} + \frac{b_0}{\tan\beta_v}\right); \tag{I6}$$

$$N_{sw,к} = 2q_{sw,к}\cos\beta_к\left[x_a - x_0 + \frac{R}{\tan\beta_к}(\varphi_0 - \varphi_a)\right]; \tag{I7}$$

$$N_{sw,v} = 2q_{sw,v}\cos\beta_v\left(x_0 + x_b + \frac{b_0}{\tan\beta_v}\right), \tag{I8}$$

где $\beta_к$; β_v - угол между поперечной арматурой и образующей оболочки соответственно в криволинейной части и в бортовом элементе.

Если вся поперечная арматура в оболочке поставлена накрест с образующей оболочкой, т.е. $\beta_к = \beta_v = 90^0$, то

$$N_{sw,к} = N_{sw,v} = 0$$

и вышеизложенные формулы (I5) и (I6) упрощаются:

$$Q_{sw,к} = 2Rq_{sw,к}\sum_{i=1}^{n}\frac{\cos\varphi_i - \cos\varphi_{i-1}}{\tan\alpha_i}; \tag{I5a}$$

$$Q_{sw,v} = 2Rq_{sw,v}(x_0 - x_b), \tag{I6a}$$

где

$$\tan\alpha_i = \frac{R(\varphi_{i-1} - \varphi_i)}{x_i - x_{i-1}}. \qquad (19)$$

Предельный момент во всей арматуре, проходящей критические трещины,

$$M_{Qsw} = M_{Qsw,к} + M_{Qsw,v}, \qquad (20)$$

где

$$M_{Qsw,к} = 2Rq_{sw,к}\sum_{i=1}^{n}\frac{1}{\tan\alpha_i}\Big[(x_a - x_{i-1} - \frac{R\varphi_{i-1}}{\tan\alpha_i})(\cos\varphi_i - \cos\varphi_{i-1}) + \frac{R}{\tan\alpha_i}(\varphi_i\cos\varphi_i - \sin\varphi_i - \varphi_{i-1}\cos\varphi_{i-1} + \sin\varphi_{i-1})\Big]; \qquad (21)$$

$$M_{Qsw,v} = 2q_{sw,v}(x_0 - x_b)(x_a - 0{,}5x_{b0} - 0{,}5x_0). \qquad (22)$$

Поперечная сила, воспринимаемая продольной арматурой бортового элемента, определяется из условия отрыва защитного слоя продольной арматуры в критическом блоке

$$Q_s = \sqrt{\frac{3}{2}q_{sw,v}M_n}, \qquad (23)$$

где M_n - предельный момент, воспринимаемый продольной арматурой

$$M_n = W_{z,s}R_s. \qquad (24)$$

Продольная сила продольной арматуры бортового элемента N_s остается пока неизвестной, так как продольная арматура не работает в предельном состоянии.

Продольное усилие в критическом сечении критического блока N_{b1} определяется интегрированием эпюры продольных нормальных сил T_1, определенных методом аппроксимации сдвигающих сил [I].

$$N_{b1} = \frac{\Delta S}{3}(T_{1,0} + 4T_{1,1} + 2T_{1,2} + \ldots + 2T_{1,n-2} + 4T_{1,n-1} + T_{1,n}), \qquad (25)$$

где

$$\Delta S = \frac{R\varphi_a}{n}\ ; \tag{26}$$

$$T_{1,j} = \frac{x_a l_1}{2}\left(1 - \frac{x_a}{l_1}\right)\left(\frac{a_I}{s_0} + \right.$$

$$\left. + \sum_{k=1}^{m} \frac{k\pi}{s_0} a_k \cos\frac{k\pi s_j}{s_0}\right) \tag{27}$$

или по методу сопротивления материалов, условием

$$N_{b1} = \frac{\omega M \varphi_a}{z_N \varphi_N^I}\ , \tag{28}$$

где M - макростатический изгибающий момент в сечении x_a;

φ_a - угол от гребня оболочки до критической трещины в критическом сечении;

φ_N^I - угол от гребня оболочки до нулевой линии первой стадии напряженного состояния;

ω - коэффициент, отражающий отклонение фактических эпюр от расчетных (для экспериментальных моделей с отношениями $l_1/l_2 = 3$ и $\delta/l_1 = \frac{3}{500} - \frac{4}{500}$ $\omega = 0{,}75$)

$$z_N = \frac{R\sin\varphi_N^I}{\varphi_N^I} - C\ ; \tag{29}$$

C - расстояние от центра тяжести продольной арматуры бортового элемента до начала радиуса криволинейной части.

Расстояние между внутренними продольными силами N_{b1} и N_δ в критическом сечении

$$z_{b1} = \frac{R(0{,}5\varphi_a + 0{,}25\sin 2\varphi_a)}{\sin\varphi_a - \varphi_a\sin\varphi_N} -$$

$$- \frac{\cos\varphi_N \sin\varphi_N}{\sin\varphi_a - \varphi_a\sin\varphi_N} - C, \tag{30}$$

где φ_N - угол от гребня оболочки до нейтральной линии второй стадии напряженного состояния.

Вертикальная составляющая сдвигающих усилий оболочки в критическом сечении критического блока Q_{b1} выражается:

$$Q_{b1} = \frac{2QR^3\delta}{J_z}\left[\varphi_a(0{,}5 + \cos\varphi_N\cos\varphi_a) - 0{,}25\sin 2\varphi_a - \cos\varphi_N\sin\varphi_a\right], \tag{31}$$

где J_z – момент инерции поперечного сечения оболочки;

Q – макростатическая поперечная сила в сечении x_a.

Продольная и вертикальная составляющие усилий S в наклонной трещине

$$N_S = 2Sb + 2S\sum_{i=1}^{n}(x_i - x_0); \tag{32}$$

$$Q_S = 2Sb + 2S\sum_{i=1}^{n}\frac{R(x_i - x_0)(\cos\varphi_a - \cos\varphi_0)}{x_a - x_0} \tag{33}$$

и моменты от усилия S

$$M_S = M_{QS} - M_{NS}, \tag{34}$$

где

$$M_{QS} = M_{QS,K} + M_{QS,V}; \tag{35}$$

$$M_{NS} = M_{NS,K} + M_{NS,V}. \tag{36}$$

Составляющие для M_{QS} и M_{NS} выражаются:

$$M_{QS,V} = 2Sb(x_a - x_0 + 0{,}5b); \tag{37}$$

$$M_{NS,V} = 2Sb\left(\frac{R\sin\varphi_a}{\varphi_a} - R\cos\varphi_0 + 0{,}5b\right); \tag{38}$$

$$M_{QS,K} = 2SR\sum_{i=1}^{n}\left\{\frac{x_i - x_0}{x_a - x_0}\left[(x_a - x_{i-1} - \frac{R\varphi_{i-1}}{\tan\alpha_i})(\cos\varphi_i - \cos\varphi_{i-1}) + \frac{R}{\tan\alpha_i}(\varphi_i\cos\varphi_i - \sin\varphi_i - \varphi_{i-1}\cos\varphi_{i-1} + \sin\varphi_{i-1})\right]\right\}; \tag{39}$$

$$M_{NS,K} = 2SR^2\sum_{i=1}^{n}\frac{x_i - x_0}{(x_a - x_0)\tan\alpha_i}\left[\frac{\sin\varphi_a}{\varphi_a}(\varphi_{i-1} - \varphi_i) + \sin\varphi_i - \sin\varphi_{i-1}\right]. \tag{40}$$

Все полученные результаты из условий (4)-(40) применяются в уравнениях равновесий критического блока (I)-(3). При выбранном пролете среза x_a (рис. 2) результатами решения системы уравнений являются: внешняя нагрузка q, усилие в продольной арматуре бортовых элементов N_b и сдвигающее усилие в наклонной трещине S. Затем следует проверка не-

сущей способности критического блока на найденные результаты [2].

Литература

I. Лаул Х.Х. Расчет цилиндрических оболочек с криволинейными частями, очерченными по окружности // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1953.- № 50.

2. Отсмаа В.А., Пыйал Р.Р. Построение расчетной схемы длинной цилиндрической железобетонной оболочки при действии макростатической поперечной силы // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1986. - № 624. - С. 91 - 98.

R. Põial

Determination of Macrostatic Forces of Reinforced Concrete Cylindrical Shell Roofs with Inclined Cracks

Abstract

Critical forces affecting the crashing block of the reinforced concrete cylindrical shell roofs are determined. At that the destruction of structure takes place under the influence of the ultimate macrostatical forces in an inclined crack.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.012

В.А. Отсмаа

ПРОВЕРКА ПРОЧНОСТИ ПО ПОПЕРЕЧНОЙ СИЛЕ НАКЛОННОГО СЕЧЕНИЯ ЖЕЛЕЗОБЕТОННОГО ЭЛЕМЕНТА

По СНиП 2.03.01-84 проверка несущей способности изгибаемого элемента по поперечной силе в наклонной трещине происходит в общем случае загружения элемента с распределенной нагрузкой путем проверки ряда наклонных сечений, начинающихся в нормальном сечении с наибольшей поперечной силой. В [1] представлена методика, позволяющая при проверке прочности по наклонной трещине элементов с равномерно распределенной нагрузкой отказаться от такого подхода и аналитически определить длину проекции опасного наклонного сечения. Ниже расширяется принятая в [1] методика к расчету элементов, загруженных с линейно изменяющейся нагрузкой. Такими элементами являются балки ребристых перекрытий с плитами, опертыми по контуру, которые загружены трапецеидальной или треугольной нагрузкой.

Рассматриваются элементы прямоугольного или таврового сечений, имеющие в качестве поперечной арматуры хомуты постоянной интенсивности в пределах наклонного сечения. Внешняя нагрузка принята по рис. 1 в виде равномерно и линейно распределенной постоянной (q, q_0) и временной (v, v_0) нагрузок. Нагрузка считается приложенной к верхней грани элемента. Если фактическая нагрузка приложена в пределах высоты элемента, то для переноса ее в верхнюю зону сечения требуются дополнительные хомуты, не учитываемые при расчете на поперечную силу. Интенсивность последних вычисляют исходя из п. 3.43 СНиП 2.03.01-84 (рис. 2):

$$q_{sw1} = q\left(1 - \frac{h_s}{h_0}\right). \qquad (1)$$

При заданных значениях внешней нагрузки условие прочности наклонного сечения по наклонной трещине можно выразить в виде:

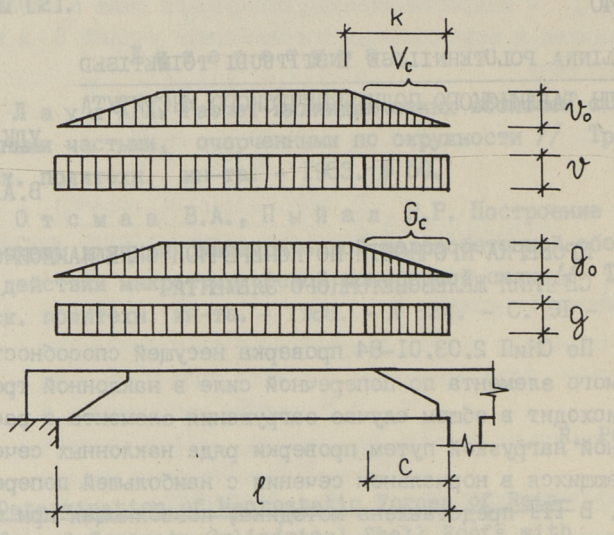


Рис. 1. Схема к определению дополнительных хомутов.

$$Q_{max} \leq Q_{max,res} = Q_b + Q_{sw} + G_c + \nu V_c \,. \qquad (2)$$

где Q_{max} - поперечная сила у грани опоры от заданных нагрузок;

$Q_{max,res}$ - поперечная сила у грани опоры, соответствующая несущей способности наклонного сечения по поперечной силе;

G_c, V_c - суммарная в пределах наклонного сечения нагрузка соответственно от постоянных и временных нагрузок (рис. I).

Коэффициент ν определяется из условия, что значения изгибающих моментов от принятой в расчете сплошной временной нагрузки (ν и ν_0) и от расположенной только вне пределов наклонного сечения фактической временной нагрузки являются равными в нормальном сечении, проходящем соответственно у конца и начала наклонного сечения. В таком случае соблюдение условия (2) обеспечивает несущую способность наклонного сечения при несплошной фактической временной на-

грузке если эпюра моментов M от принятой в расчете сплошной временной нагрузки огибает эпюру M от фактической временной нагрузки.

Поперечная сила, воспринимаемая бетоном в наклонном сечении

$$Q_b = \frac{M_b}{c}, \tag{3}$$

где

$$M_b = \varphi_{b2}(1+\varphi_f) R_{bt} b h_0^2; \tag{4}$$

c – длина проекции на ось элемента наиболее опасного наклонного сечения, принимаемая не более значения

$$c_{max} = \frac{\varphi_{b2}}{\varphi_{b3}} h_0. \tag{5}$$

Q_b принимается не менее значения

$$Q_{b,min} = \varphi_{b3}(1+\varphi_f) R_{bt} b h_0. \tag{6}$$

Если

$$q_{sw} < \frac{Q_{b,min}}{2h_0}, \tag{7}$$

то M_b выражается в виде

$$M_b = 2h_0^2 q_{sw} \frac{\varphi_{b2}}{\varphi_{b3}}. \tag{8}$$

φ_{b2}, φ_{b3} и φ_f приняты по СНиП 2.03.01-84.

Поперечная сила, воспринимаемая хомутами

$$Q_{sw} = q_{sw} c_{sw}, \tag{9}$$

где c_{sw} – длина проекции на ось элемента наклонной трещины;

q_{sw} – усилие в хомутах на единицу длины элемента (интенсивность хомутов).

В общем случае $c_{sw} = c_0$,

где

$$c_0 = \sqrt{\frac{M_b}{q_{sw}}}. \tag{10}$$

Одновременно c_{sw} принимается не более $2h_0$ и не более значения c; если $c_0 < h_0$, то $c_{sw} = h_0$ (но не более c).

После определения $G_c + \nu V_c$ и введения обозначений

$$q_1 = g + 0{,}5\nu; \qquad q_{01} = g_0 + 0{,}5\nu_0;$$

$$q_{02} = g_0 + \frac{v_0}{3}; \quad q_0 = g_0 + v_0 \qquad (11)$$

условие прочности (2) принимает вид

а) для случая, когда наклонное сечение кончается в зоне равномерного распределения нагрузки ($c \geq k$, см. рис. I)

$$Q_{max} \leq Q_{max,res} = \frac{M_b}{c} + q_{sw} c_{sw} + c(q_1 + q_{01}) - 0{,}5\, k q_0 + \frac{k^2}{6c} v_0; \qquad (12)$$

б) для случая, когда наклонное сечение кончается в зоне линейного изменения нагрузки ($c < k$).

$$Q_{max} \leq Q_{max,res} = \frac{M_b}{c} + q_{sw} c_{sw} + c q_1 + \frac{c^2}{2k} q_{02}. \qquad (13)$$

Длина проекции наклонного сечения на ось элемента определяется из условия

$$\frac{d}{dc} Q_{max} = 0. \qquad (14)$$

В зависимости от значений k, c и c_{sw} возможны четыре расчетного случая. Для рассмотрения этих случаев вводим величину c_{swc}, принимаемую равной значению c_0, но не более $2h_0$ и не менее h_0.

I случай: $c \geq k$, $c_{sw} < c$

Длина проекции наклонного сечения

$$c_1 = \sqrt{\frac{M_b + \frac{k^2}{6} v_0}{q_1 + q_{01}}}. \qquad (15)$$

Если $c_1 \geq k$ и $c_1 > c_{swo}$, то несущая способность проверяется по (12), принимая $c = c_1$ и $c_{sw} = c_{swo}$.

2 случай: $c \geq k$, $c_{sw} = c$.

Длина проекции наклонного сечения

$$c_2 = \sqrt{\frac{M_b + \frac{k^2}{6} v_0}{q_1 + q_{01} + q_{sw}}}. \qquad (16)$$

При $c_2 \geq k$ и $c_2 \leq c_{swo}$ проверка прочности происходит по (12), принимая там $c_{sw} = c = c_2$.

3 случай: $c < k$, $c_{sw} < c$

Длина проекции наклонного сечения получается в виде решения уравнения

$$\frac{q_{02}}{k} c_3^3 + q_1 c_3^2 - M_b = 0. \qquad (17)$$

Если $c_3 > k$ и $c_3 > c_{sw0}$, то прочность наклонного сечения проверяется по (13) при $c = c_3$ и $c_{sw} = c_{sw0}$.

4 случай: $c < k$, $c_{sw} = c$.

Длина проекции наклонного сечения определяется решением уравнения

$$\frac{q_{02}}{k} c_4^3 + (q_{sw} + q_1) c_4^2 - M_b = 0. \qquad (18)$$

При $c_4 < k$ и $c_4 \leq c_{sw0}$ прочность проверяется по (13), принимая $c_{sw} = c = c_4$.

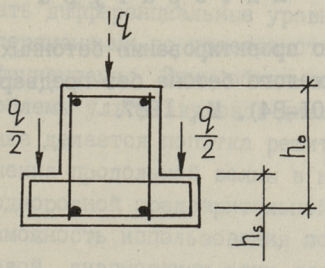


Рис. 2. Схема загружения.

Если для какого-либо расчетного случая длина проекции наклонного сечения c_i, определенная по (15)-(18), не соответствует указанным требованиям (например, в 1-м случае $c_1 < k$ или $c_1 \leq c_{sw0}$), то прочность по этому случаю не проверяют.

В зависимости от значений

$$k_1 = \sqrt{\frac{M_b}{q_1 + q_{02} + q_{sw}}} \qquad (19)$$

$$k_2 = \sqrt{\frac{M_b}{q_1 + q_{02}}} \qquad (20)$$

требуется для каждой конкретной задачи проверка только по двум расчетным случаям:

при $k \leq k_1$ - по 1 и 2 случаям,

при $k_1 < k \leq k_2$ - по 1 и 4 случаям,

при $k > k_2$ по 3 и 4 случаям.

Несущая способность элемента по наклонной трещине обеспечена, если для проверенных расчетных случаев соблюдены условия прочности (I2) и (I3). При этом $Q_{max,res}$ принимается всегда не менее значения $Q^*_{max,res}$, которое вычисляется по правой части (I2) (при $c_{max} \geq k$) или (I3) (при $c_{max} < k$), принимая $c = c_{max}$ и $c_{sw} = c_{swo}$.

Следует отметить, что значения c, найденные из условия (I4), соответствуют истинным значениям длины проекции опасного наклонного сечения в предельном состоянии элемента только в случае, когда условия (I2) или (I3) становятся равенствами.

Литература

I. Пособие по проектированию бетонных и железобетонных конструкций из тяжелого бетона без предварительного напряжения (к СНиП 2.03.01-84). М., 1987.

V. Otsmaa

Calculation of Ultimate Distributed Load of a Reinforced Concrete Beam in Dependence of its Shear Resistance

Abstract

In this paper a method for determining the value of the ultimate distributed load of reinforced concrete beams is presented. The ultimate load is calculated and the position of critical inclined section is determined on the basis of the shear strength of this section. The method presented in this paper is based on the Soviet Code of Reinforced Concrete SNiP 2.03.01-84.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 539.374:534.222

А.А. Равасоо

ОДНОМЕРНАЯ УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ВОЛНА В ПРЕДВАРИТЕЛЬНО ДЕФОРМИРОВАННОЙ НАСЛЕДСТВЕННО УПРУГОЙ СРЕДЕ

Разработка математического аппарата для обработки данных ультразвукового неразрушающего контроля напряженно-деформированного состояния наследственно упругих сред (конструкций) связана с определенными трудностями, поскольку приходится решать дифференциальные уравнения в частных производных с переменными по пространственным координатам и времени коэффициентами. Этим объясняется недостаточная изученность проблемы ультразвуковой диагностики подобных сред [1, 2]. Ниже делается попытка решить одномерную задачу распространения продольной волны в наследственно упругой среде с неоднородной предварительной деформацией и обсуждается возможность использования полученного решения для ультразвуковой диагностики этих сред.

Одномерное уравнение движения наследственно упругой среды описывается нелинейным уравнением [2]

$$[1+k_1 U^*_{,x}(x,t)]\, U^*_{,xx}(x,t) - f_3[K(t)*U^*_{,tt}(x,t)+U^*_{,tt}(x,t)] = 0. \quad (1)$$

Здесь t – время;
x – лагранжева координата;
$U^*(x,t)$ – перемещение материальных точек среды;
$K(t)$ – ядро ползучести.

Зависимости коэффициента k_1 от модулей упругости второго (λ, μ) и третьего (ν_1, ν_2, ν_3) порядков и постоянной f_3 от плотности (ρ_0) и мгновенного модуля упругости (E) среды определяются формулами

$$k_1 = 3 + 6(\nu_1+\nu_2+\nu_3)(\lambda+2\mu)^{-1}, \quad f_3 = \rho_0 E^{-1} > 0. \quad (2)$$

В уравнении (I) использовано обозначение интеграла свертки

$$F_1(t) * F_2(t) = \int_0^t F_1(t-\tau) F_2(\tau)\, d\tau. \qquad (3)$$

Предполагается, что в момент времени $t = 0$ среда, находящаяся в естественном недеформированном состоянии подвергается деформации. В момент времени $t = t_0 > 0$ в этой среде, находящейся в предварительно деформированном состоянии, дополнительным возмущением возбуждается продольная волна. Обозначая величины, характеризующие состояние среды в данный момент времени звездочкой сверху, величины, относящиеся к предварительно деформированному состоянию верхним индексом "нуль" и оставляя величины, относящиеся к возбуждению без верхних индексов, имеем

$$U^*(x,t) = U^\circ(x,t) + U(x,t). \qquad (4)$$

После подстановки суммы (4) в уравнение (I) и учета того, что среда в предварительно деформированном состоянии находится в равновесии, т.е. удовлетворяется уравнение

$$[1 + k_1 U^\circ_{,x}(x,t)]\, U^\circ_{,xx}(x,t) - f_3[K(t) * U^*_{,tt}(x,t) + U^\circ_{,tt}(x,t)] = 0 \qquad (5)$$

получается нелинейное уравнение для описания процесса распространения одномерной продольной волны в среде в виде:

$$[1 + k_1 U^\circ_{,x}(x,t) + k_1 U_{,x}(x,t)]\, U_{,xx}(x,t) + k_1 U^\circ_{,xx}(x,t) U_{,x}(x,t) -$$

$$- f_3 K(t) * U_{,tt}(x,t) - f_3 U_{,tt}(x,t) = 0 \qquad (6)$$

Далее рассматривается случай, когда функция $U^\circ_{,x}(x,t)$ изменяется во времени медленно по сравнению с функцией $U_{,x}(x,t)$. Это позволяет предположить, что во время нестационарного волнового процесса предварительно деформированное состояние среды изменяется настолько мало, что его можно характеризовать деформациями, присущими среде в момент времени t_0.

Вводится предположение $|U^\circ(x,t)| >> |U(x,t)|$, позволяющее линеаризировать уравнение (6). Волновой процесс в среде описывается теперь уравнением:

$$U_{,xx}(x,t) + f_1(x) U_{,x}(x,t) - f_2(x)\, [K(t) * U_{,tt}(x,t) + U_{,tt}(x,t)] = 0, \qquad (7)$$

где

$$f_1(x) = k_1 U^{\circ}_{,xx}(x,t_0) f_0^{-1}(x,t_0), \qquad (8))$$

$$f_2(x) = f_3 f_0^{-1}(x,t_0) > 0, \qquad (9)$$

$$f_0(x,t_0) = 1 + k_1 U^{\circ}_{,x}(x,t) > 0. \qquad (10)$$

Уравнение (7) решается согласно методике, изложенной в [3] при нулевых начальных условиях

$$U(x,0) = 0, \quad U_{,x}(x,0) = 0 \qquad (11)$$

и при краевых условиях

$$U_{,t}(0,t) = A\varphi(t) H(t-t_0), \qquad (12)$$

$$U(\infty,t) \quad 0 \qquad (13)$$

Здесь A – постоянная;

$\varphi(t)$ – произвольная гладкая функция, удовлетворяющая условию $\max|\varphi(t)| = 1$.

Уравнение (7) с учетом начальных условий (II) преобразуется в пространство Лапласа по времени. Решение преобразованного уравнения (s – параметр преобразования Лапласа)

$$U^{L}_{,xx}(x,s) + f_1(x) U^{L}_{,x}(x,s) - s^2 f_2(x)[1 + K^{L}(s)] U^{L}(x,s) = 0 \qquad (14)$$

представляется в виде:

$$U^{L}(x,s) = C_1 \exp\left[-p\Phi_2(x) + \Phi_1(x) - p^{-1}\Phi_3(x) + \ldots\right] +$$

$$+ C_2 \exp\left[p\Phi_2(x) + \Phi_1(x) + p^{-1}\Phi_3(x) + \ldots\right], \qquad (15)$$

где

$$p = s[1 + K^{L}(s)]^{1/2}, \qquad (16)$$

$$\Phi_1(x) = -\frac{1}{4}\int_0^x \left[2 f_1(x) + f_{2,x}(x) f_2^{-1}(x)\right] dx, \qquad (17)$$

$$\Phi_2(x) = \int_0^x f_2^{1/2}(x)\, dx, \qquad (18)$$

$$\Phi_3(x)=\frac{1}{2}\int_0^x f_2^{-1/2}(x)\left[g(x)+\frac{1}{4}f_{2,xx}(x)f_2^{-1}(x)-\frac{5}{16}f_{2,x}^2(x)f_2^{-2}(x)\right]dx, \quad (19)$$

$$g(x)=\frac{1}{2}\left[f_{1,x}(x)+\frac{1}{2}f_1^2(x)\right]. \quad (20)$$

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 определяются с учетом краевых условий

$$U^L(0,s)=A\,\varphi^L(s)\,s^{-1}\exp(-st_0), \quad (21)$$

$$U^L(\infty,s)=0. \quad (22)$$

В итоге решением исходного уравнения (7) является выражение

$$U(x,t)=A\exp\Phi_1(x)\,\varphi(t)*F(x,t), \quad (23)$$

$$F(x,t)=(1/2\pi i)\int_L s^{-1}\exp\left[s(t-t_0)-s\Phi_2(x)\left[1+K^L(s)\right]^{1/2}-\right.$$

$$\left.-s^{-1}\Phi_3(x)\left[1+K^L(s)\right]^{-1/2}+\ldots\right]ds. \quad (24)$$

Использование формального асимптотического решения (23) в практических целях затруднено ввиду его малой наглядности. Для выведения явного асимптотического представления решения контурный интеграл (24) вычисляется в частном случае для модели стандартного вязкоупругого тела:

$$K(t)=M\exp(-t\tau_2^{-1}), \quad (25)$$

$$M=\tau_1^{-1}-\tau_2^{-1}, \quad (26)$$

где τ_1 и τ_2 - положительные постоянные, удовлетворяющие условию $\tau_2>\tau_1$.

Решение (23) принимает вид:

$$U(x,t)=AH(\xi)\exp\left[\Phi_1(x)-\frac{1}{2}M\Phi_2(x)\right]\int_0^\xi\varphi(\xi-\xi)\,d\xi, \quad (27)$$

где $\xi=t-t_0-\Phi_2(x)$.

Решение (27) выведено с точностью двух первых членов в аргументе экспоненты (24), что справедливо при выполнении условия

$$\left|\zeta\Phi_3(x)\left(1-\tfrac{1}{2}\tau_2 M\right)-\varkappa\left[1-\exp\left(-\zeta\tau_2^{-1}\right)\right]\right|\ll 1, \qquad (29)$$

$$\varkappa=\tfrac{1}{2}M\left[\Phi_2(x)-\tau_2^2\Phi_3(x)\right]. \qquad (30)$$

Условие (29) налагает ограничения на глубину прифронтовой зоны волны, в которой решение (27) качественно правильно описывает волновой процесс.

Из решения (27) следует, что изменение амплитуды волны вдоль пространственной координаты характеризуется величиной

$$A_0(x)=\exp\left[\Phi_1(x)-\tfrac{1}{2}M\Phi_2(x)\right], \qquad (31)$$

а скорость волны - выражением

$$c(x)=x\,\Phi_2^{-1}(x). \qquad (32)$$

Поскольку функции $\Phi_1(x)$ и $\Phi_2(x)$ зависят от функции $U^0_{,x}(x,t_0)$, то по измеренчым значениям амплитуды и скорости распространения волны является возможным постановка задачи ультразвуковой диагностики параметров предварительно деформированного состояния среды.

Проиллюстрируем это на простейшем примере. Пусть среда до возбуждения в ней волны подвергнута постоянному, не изменяемому во времени напряжению σ_0 в промежутке $0\le x\le L$. Такое состояние среды описывается математически решением уравнения равновесия (5) в линейном и квазистатическом приближении при учете краевых условий

$$U^0(0,t)=0, \quad \sigma^0(L,t)=\sigma_0. \qquad (33)$$

После учета определяющего уравнения линейной наследственно упругой среды [2] при определении постоянных интегрирования, решение уравнения (5) получается в виде:

$$U^0_{,x}(t)=\sigma_0 E^{-1}\left(1+\int_0^t K(\tau)\,d\tau\right). \qquad (34)$$

Предполагается, что во время зондирования среды $U^0_{,x}(t)$ является постоянной и равняется

$$U^0_{,x}(t_0)=\sigma_0 E^{-1}\left(1+\int_0^{t_0} K(\tau)\,d\tau\right). \qquad (35)$$

Согласно выражению (32) скорость распространения волны в среде определяется теперь формулой

$$c = [\rho_0^{-1} E (1 + k_1 U^{\circ}_{,x})]^{1/2}, \qquad (36)$$

а формула (31) принимает вид:

$$A_0(x) = \exp\{-\tfrac{1}{2} x M [\rho_0^{-1} E (1 + k_1 U^{\circ}_{,x})]^{-1/2}\}. \qquad (37)$$

Поскольку предварительно деформированное состояние среды с заранее известными наследственными и упругими свойствами определяется одним параметром σ_0, то это значение можно вычислить из формул (36) и (35), имея только данные об измерении скорости волны.

Интересен факт, что при известных E, ρ_0, k_1 и $U^{\circ}_{,x}$ зондирование среды в различные моменты времени позволяет на основе выражения (34) определить функцию $K(t)$, характеризующую наследственные свойства среды.

Литература

1. Гузь А.Н. Упругие волны в телах с начальными напряжениями. - Киев: Наукова думка, 1986. - Т. I. - 374 с.

2. Нигул У.К. Нелинейная акустодиагностика. - Л.: Судостроение. - 1981. - 252 с.

3. Равасоо А.А. Распространение одномерных волн в неоднородной наследственно упругой среде с Е-памятью // Изв. АН СССР. Мех. тверд. тела. - 1986. - № 4. - С. 147-152.

A. Ravasoo

One-dimensional Ultrasonic Waves in a Predeformed Hereditary Medium

Abstract

The one-dimensional longitudinal waves in a predeformed hereditary medium are investigated analytically. A model nonlinearized equation of the motion with coefficients depending on time and space coordinates is derived. Here it is assumed that the deformations caused by the predeformation vary slowly in time compared to those induced by wave motion. An asymptotic solution which exists at the near-front region of a wave profile is presented. According to this solution, wave characteristics depend on the parameters of the predeformed state. As an example, a special case of wave motion in the standard viscoelastic medium undergoing a constant prestress is analysed.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК.620.179.16

В.А. Анисимов, А.Н. Куценко

НЕКОТОРЫЕ ПРАКТИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ АКУСТОДИАГНОСТИКИ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

Характерной чертой современного этапа развития техники является возникновение и постоянное углубление потребности в количественных методах неразрушающей диагностики напряженного состояния элементов конструкций. Весьма перспективными являются акустические методы диагностики, основанные на использовании нелинейных явлений, которые возникают при распространении ультразвуковой волны в деформированном образце. Обладая достаточно высокой точностью, эти методы отличаются оперативностью, относительной простотой реализации, сравнительной дешевизной, безвредностью для обслуживающего персонала, возможностью гибкого применения в производстве. Главное достоинство ультразвуковых методов состоит в том, что они обеспечивают уникальную возможность получения интегральной оценки напряжений по всему объему реальной детали в условиях эксплуатации [3, 6]. Этим объясняется неуклонно растущий интерес, который проявляют к методам акустодиагностики напряжений во всех промышленно развитых странах. Библиография по данной проблеме насчитывает уже около 500 наименований и ежегодно увеличивается на 40-50 единиц. Более 80 % работ посвящены исследованию явления акустоупругости, суть которого может быть кратко сформулирована так: скорость распространения ультразвуковой волны в деформированном твердом теле не постоянна и зависит от уровня напряжения, поляризации волны и взаимной ориентации волнового вектора и направления действия напряжения [3, 4, 6].

Несмотря на значительные успехи, достигнутые в обосновании и развитии нового метода, акустическая тензометрия до

настоящего времени не вышла за пределы лабораторных исследований. Объясняется это рядом специфических трудностей: малостью эффектов, влиянием на них различных внешних факторов, разнообразием геометрии контролируемых объектов, особенностями напряженно-деформированного состояния конструкционных материалов, а также отсутствием специализированной аппаратуры, метрологического обеспечения и методик контроля [3]. Внедрение метода в практику связано с решением ряда проблем теоретического и экспериментального характера, среди которых выделяются своей сложностью и актуальностью две: обеспечение необходимой точности измерений и интерпретация получаемых результатов.

До настоящего времени практически не исследовался вопрос о том, с какой погрешностью необходимо измерять отдельные акустические и механические параметры, чтобы обеспечить заданный уровень погрешности определения напряжения. Акустодиагностика является типичным примером косвенных измерений, причем даже в простейшем случае, при рассмотрении однородной деформации первоначально изотропной среды, расчетные формулы содержат, кроме напряжения и времени распространения ультразвука, ряд параметров, каждый из которых характеризуется собственной погрешностью. В результате аналитическое выражение погрешности напряжения становится достаточно сложным [2] (индексы у тензорных величин опущены для краткости записи):

$$\varepsilon(\sigma)=\sqrt{\varepsilon^2(\beta)+\frac{\theta^2(\delta\ell)+[\varepsilon^2(\tau)+\varepsilon^2(\tau_0)](\delta\ell+1)}{(\delta\ell-\delta\tau)^2}}\,, \qquad (I)$$

где $\varepsilon(\dots)$, $\theta(\dots)$ – относительная и абсолютная погрешности измерения некоторой величины, соответственно;

σ – напряжение;

β – акустоупругий коэффициент скорости ультразвука;

τ_0, τ – время распространения ультразвука в образце до и после нагружения;

$\delta\tau$, $\delta\ell$ – относительное изменение времени распространения и длины образца вследствие нагружения.

Анализ выражения (I) позволяет сделать некоторые практические выводы: во-первых, чем сильнее нагружен образец,

тем точнее может быть измерено напряжение в нем при неизменной точности измерения времени. Во-вторых, если несколько образцов одной геометрии, но из разных материалов подвергнуты одинаковой нагрузке, то погрешность измерения напряжения, возникшего в каждом из них, будет строго индивидуальной даже при измерении τ во всех образцах с одинаковой относительной погрешностью. В-третьих, если поставлена задача минимизации $\varepsilon(\sigma)$ при фиксированных значениях $\varepsilon(\beta)$, $|\delta\ell-\delta\tau|$ и $\theta(\delta\ell)$, то легко указать границу, до которой целесообразно уменьшать $\varepsilon(\tau)$.

Необходимо отметить, что существенное влияние на $\varepsilon(\sigma)$ оказывает погрешность акустоупругого коэффициента β. Этот коэффициент может быть определен как экспериментально, так и расчетным путем, через упругие модули второго и третьего порядков [3]. Расчетный путь кажется, на первый взгляд, предпочтительным. Однако для ограниченного круга исследованных к настоящему времени конструкционных материалов упругие модули определены с погрешностью, достигающей сотен процентов. Поэтому использование расчетных значений акустоупругого коэффициента не обеспечивает удовлетворительной точности определения напряжения и не может быть рекомендовано для практического применения. Более перспективным остается экспериментальный подход к определению акустоупругого коэффициента. По аналогии с выражением (I) в этом случае можно также аналитически рассчитать результирующую погрешность [2]:

$$\varepsilon(\beta)=\sqrt{\varepsilon^2(F)+\varepsilon^2(S)+\frac{\theta^2(\delta\ell)+[\varepsilon^2(\tau)+\varepsilon^2(\tau_0)](\delta\ell+1)}{(\delta\ell-\delta\tau)^2}}, \qquad (2)$$

где F - нагружающее усилие;
S - площадь поперечного сечения образца.

Совместное рассмотрение выражений (I) и (2) позволяет определить, что в типичных условиях эксперимента для измерения напряжений с погрешностью, не превышающей I0 %, акустоупругий коэффициент должен быть задан с погрешностью менее 7 %, а относительная погрешность измерения времени распространения ультразвука не должна превышать $5\cdot10^{-5}$ [2]. Таким образом, уровень метрологических требований к аппаратуре и методикам измерения оказывается чрезвычайно высо-

ким. Главную сложность для экспериментатора в такой ситуации представляет коррекция систематических составляющих погрешности, обусловленных дифракцией ультразвуковых волн, стохастичностью характеристик контактных слоев, индивидуальными особенностями преобразователя, наличием остаточных напряжений и неоднородностей в материале образца, непостоянством температуры и некоторыми другими явлениями в акустическом канале измерительной установки. Определение соответствующих поправок зачастую оказывается не только трудоемкой, но и практически невыполнимой операцией. Однако, если в эксперименте при воздействии нагрузки на образец регистрируются только малые изменения времени распространения ультразвука относительно некоторого исходного значения (т.е. проводятся так называемые относительные измерения), то большинство систематических погрешностей можно считать в первом приближении постоянными и исключать из рассмотрения.

Чувствительность многих современных методов акустических измерений позволяет уверенно фиксировать изменения времени распространения ультразвуковой волны в образце, соответствующие изменения напряжения в нем на несколько процентов [7]. В то же время аппаратурная реализация большинства из них связана с разработкой нестандартного оборудования, в первую очередь генераторов возбуждающих сигналов и прецизионных линий задержки, что приводит к существенным затруднениям в определении метрологических характеристик измерительного комплекса в целом. Это было учтено при создании экспериментальной установки, в основу работы которой положен метод совмещения эхо-импульсов (pulse-echo-overlap method) [7], отличающийся двумя важными достоинствами: высокой точностью и возможностью реализации с помощью стандартных электронно-измерительных приборов (см. рис. I). Идея метода состоит в том, что синхронизация работы основных блоков установки, в том числе управление разверткой осциллографа, осуществляется высокостабильным синусоидальным сигналом, период которого выбирается равным или кратным интервалу времени между исследуемыми эхо-импульсами. При соответствующем выборе частоты управляющего сигнала выбранные эхо-импульсы выглядят на экране осциллографа попериодно совмещенными. Погрешность визуального совмещения сигналов

опытным оператором не превышает 1-2 градусов фазы высокочастотного заполнения [7], т.е. при рабочих частотах 5 - 10 МГц составляет около 1 нс. Суммарная инструментальная погрешность, обусловленная кратковременной нестабильностью генератора синусоидального сигнала, погрешностью счета частотомера и фазовыми искажениями в цепях осциллографа составляет при этом 0,1 нс.

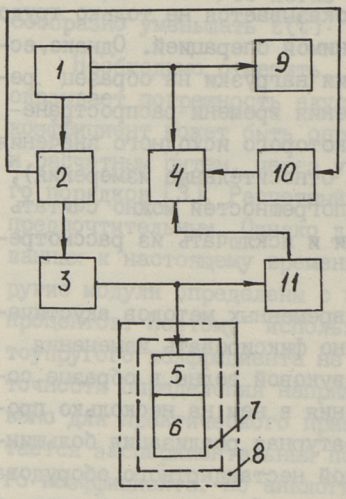


Рис. 1. Блок-схема экспериментальной установки: 1 - генератор синусоидального сигнала, 2 - делитель частоты, 3 - генератор возбуждающих импульсов, 4 - осциллограф, 5 - пьезоэлектрический датчик, 6 - образец, 7 - нагружающее устройство, 8 - термостат, 9 - частотомер, 10 - генератор импульсов модуляции яркости, 11 - диодный ограничитель.

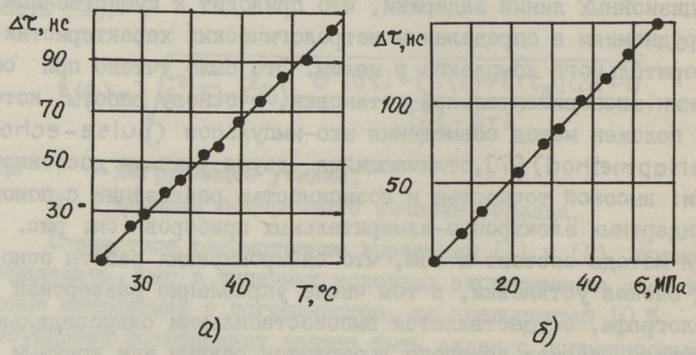


Рис. 2. Результаты измерений:
а) приращение времени $\Delta\tau$ в зависимости от температуры T для стального образца высотой 145 мм, диаметром 18 мм;
б) приращение времени $\Delta\tau$ в зависимости от напряжения σ для алюминиевого образца высотой 162 мм, диаметром 10 мм.

Установка успешно применялась для изучения зависимости времени распространения ультразвука в цилиндрических образцах от температуры и одноосной нагрузки. На рис. 2 показаны типичные экспериментальные графики. Результаты измерений в пределах 4-6 наносекунд совпадали с показаниями другой установки, реализующей компенсационный метод измерения на основе использования серийного измерителя временных интервалов типа И2-26. Характер наблюдавшихся зависимостей качественно соответствовал общепринятым теоретическим моделям [3, 4, 6], однако, было отмечено расхождение количественных результатов как с теоретическими прогнозами, так и с данными других исследователей (которые также взаимно не согласуются). Анализ возможных причин такого расхождения показал, что в теоретических описаниях рассматривается, как правило, скорость распространения фазового фронта плоской квазимонохроматической волны строго определенной поляризации в безграничной, однородной, первоначально изотропной среде. Условия эксперимента в большинстве случаев не совпадают с теоретической моделью, т.к. измерения ведутся в импульсном режиме, а расширение диапазона механических напряжений при ограниченных возможностях нагружающих устройств требует применения образцов с малыми поперечными размерами. Образец приобретает ярко выраженные волноводные свойства, и измеряемым параметром оказывается не фазовая, а групповая задержка сигнала [5], причем принимаемые сигналы приходится рассматривать как результат суперпозиции ряда колебательных мод, каждая из которых характеризуется собственным значением фазовой и групповой скоростей [8]. Было показано [1], что акустоупругие коэффициенты, рассчитанные для фазовой и групповой скоростей, в общем случае могут заметно отличаться, и их взаимная замена может привести к более чем 100-процентной ошибке при измерении напряжения.

Эксперименты показали, что при неблагоприятных сочетаниях геометрических размеров образца и рабочей частоты принимаемый сигнал может приобретать сложную структуру, препятствующую однозначному определению времени распространения. Было установлено также, что при уменьшении диаметра образца или понижении частоты колебаний структура принимаемого сигнала становится более регулярной, что позволяет из-

мерять время групповой задержки в соответствии с классическим определением [8]. Результаты таких измерений зависят от геометрии образца и позволяют лишь сравнивать напряженное состояние двух образцов одного типоразмера, так как не могут быть прямо связаны с выводами теории, использующей понятие фазовой задержки сигнала в безграничной среде. Взаимный пересчет названных величин требует обширной дополнительной информации [5]. В связи с этим существенный интерес представляют вопросы о том, какое количество колебательных мод необходимо учитывать в расчете и возможны ли такие условия эксперимента, когда дисперсия отсутствует, а фазовая и групповая задержки совпадают.

Используя подход Похгаммера-Кри к решению волнового уравнения в случае непрерывных аксиально симметричных волн в твердом цилиндре со свободной боковой поверхностью, можно получить характеристическое уравнение в виде [8]:

$$k_0^2 k_t^2 J_0(k_t a)/J_1(k_t a) - (\omega/c_t)^2/2a + [(\omega/c_t)^2/2 - k_0^2] J_0(k_\ell a)/k_\ell J_1(k_\ell a) = 0, \qquad (3)$$

где $k_0 = [(\omega/c_\ell)^2 - k_\ell^2]^{1/2} = [(\omega/c_t)^2 - k_t^2]^{1/2}$ - волновое число стоячей волны радиального резонанса;

k_ℓ, k_t - волновые числа продольной и сдвиговой волн в материале волновода в безграничных условиях;

J_n - функция Бесселя порядка n;

a - радиус волновода;

ω - круговая частота колебаний;

c_t, c_ℓ - скорости, соответствующие волновым числам k_t и k_ℓ.

Частотные решения уравнения (3) могут рассматриваться как дисперсионные соотношения отдельных мод. По мере приближения рабочей частоты к частоте отсечки фазовая скорость моды стремится к бесконечности, и, следовательно, $k_0 \to 0$. Тогда из уравнения (3), с учетом того, что $k_\ell = \omega/c_\ell$ при $k_0 = 0$, получим

$$(\omega_0 a/c_\ell) J_0(\omega_0 a/c_\ell)/J_1(\omega_0 a/c_\ell) = (c_t/c_\ell)^2. \qquad (4)$$

Необходимо учесть также, что функция $J_1(k_t a)$ может принять нулевые значения:

$$J_1(\omega_0 a / c_t) = 0. \qquad (5)$$

Уравнения (4) и (5) определяют частоту отсечки мод. С их помощью для любой фиксированной частоты можно определить количество мод с действительными значениями волнового числа. Результаты численного решения уравнения (4) представлены на рис. 3 в виде графиков зависимости частоты отсечки f_0 от радиуса образца a (материал - сталь с коэффициентом Пуассона $\nu = 0{,}29$).

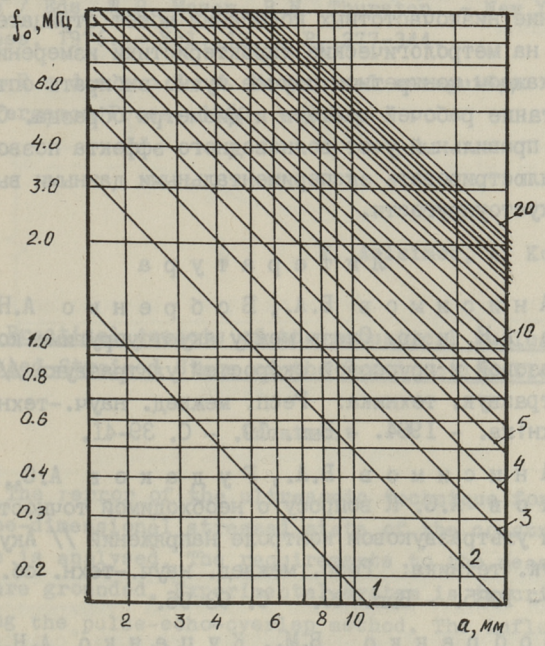


Рис. 3. Частота отсечки мод f_0 в зависимости от радиуса образца a. Нумерация кривых соответствует очередности корней уравнения (4).

Очевидно, что в типичных условиях эксперимента, когда радиус образца составляет около 10 мм, а рабочая частота близка к 5 МГц, количество мод, формирующих результирующий

сигнал приближается к 20. Условиям, когда в образце распространяется только одна, бездисперсионная, мода соответствует зона ниже кривой I на рис. 3. Сказанное справедливо для монохроматической волны в протяженном цилиндре. Переход к анализу импульсов в реальном образце требует, в общем случае, определения импульсной характеристики системы "образец-датчик" и учета граничных условий на торцах цилиндра. Однако полученные результаты могут быть использованы для сравнительной оценки и выбора рабочей частоты и диаметра образцов.

Необходимо отметить, что при малых радиусах образцов возникают определенные трудности с вводом ультразвука, а также значительно ухудшается соотношение "сигнал-шум". Использование низкочастотных колебаний может отрицательно повлиять на метрологические характеристики измерений. Поэтому в каждом конкретном случае нужно выбирать оптимальное сочетание рабочей частоты и диаметра образца. Своевременный и правильный учет волноводного эффекта позволит адекватно иллюстрировать экспериментальными данными выводы теории акустоупругости.

Литература

I. Анисимов В.А., Бобренко А.Н., Куценко А.Н. и др. Связь между акустоупругими коэффициентами фазовой и групповой скоростей ультразвука // Акустика и ультразвук. техника: Респ. межвед. науч.-техн. сб. - Киев: Техніка. - 1984. - Вып. 19. - С. 39-41.

2. Анисимов В.А., Рудаков А.С., Шереметиков А.С. К вопросу о необходимой точности измерений при ультразвуковом контроле напряжений // Акустика и ультразвук. техника: Респ. межвед. науч.-техн. сб. - Киев: Техніка. - 1985. - Вып. 20. - С. 93-96.

3. Бобренко В.М., Куценко А.Н., Вангели М.С. Акустические методы контроля напряженного состояния материала деталей машин. - Кишинев: Штиинца. - 1981. - 148 с.

4. Гузь А.Н. Упругие волны в телах с начальными напряжениями. Т. I. Общие вопросы. - Киев: Наукова думка. - 1986. - 376 с.

5. Элайсез М., Гарсиа-Молинер Ф. Распространение волновых пакетов и частотно-зависимое трение // Физическая акустика - Под ред. У. Мэзона. - М.: Мир - 1974. - Т. 5. - С. 192-253.

6. Pao Y.-H., Sachse W., Fukuoka H. Acoustoelasticity and ultrasonic measurement of residual stresses // Physical Acoustics: Principles and Methods / Eds. W.P. Mason, R.N. Thurston. - New York: Academic Press, 1984. - Vol. 17. - P. 61-143.

7. Papadakis E.P. Ultrasonic velocity and attenuation: measurement methods with scientific and industrial applications // Physical Acoustics: Principles and Methods / Eds. W.P. Mason, R.N. Thurston. - New York: Academic Press, 1976. - Vol. 12. - P. 277-344.

8. Redwood M. Mechanical waveguides. - Oxford e.a.: Pergamon Press, 1960. - 300 p.

V. Anisimov, A. Koutsenko

Some Practical Aspects of the Acoustical Evaluation of Stressed-Strained State of the Construction Elements

Abstract

The error of the ultrasonic technique for evaluating the one-dimensional stressed state of the construction elements is analysed. The requirements to the measuring equipment are grounded. Experimental system is described, performing the pulse-echo-overlap method. The influence of the specimen's waveguiding properties upon the experimental results is considered. An approach is proposed, permitting to take into account the waveguiding effect and correlate adequately the experimental data and the theoretical prognoses.

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 624.04

В.Л. Волтри

РАСЧЕТЫ ПРОЧНОСТИ ПО КОНТАКТНОЙ ПОВЕРХНОСТИ БЕЗЗУБНОГО СОЕДИНЕНИЯ ЖЕЛЕЗОБЕТОННОГО ЭЛЕМЕНТА

В статье изучаются вопросы прочности беззубного соединения, где один элемент заранее изготовлен, а другой бетонируется на месте. На рис. I рассматривается железобетонная балка.

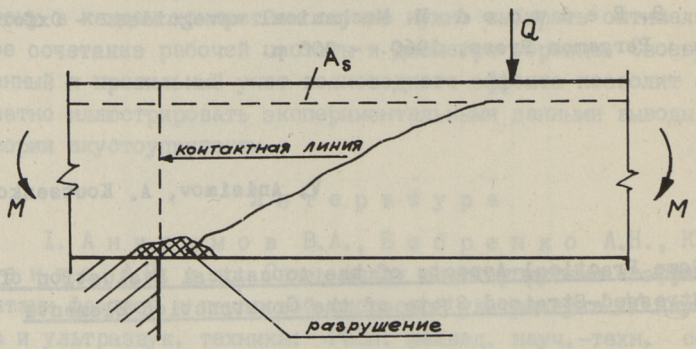


Рис. 1. Беззубное соединение элементов.

Разрушение при изгибе может произойти по наклонной трещине или по контактной поверхности.

При изгибе в растянутой зоне нормального сечения (контактная линия) напряжения в арматуре суммируются от момента по сечению и от воздействия ситуации "сдвига-трения". Можно предположить, что при разрушении сечения по моменту ($\sigma_s = \sigma_y$) невозможно использовать напряжения в арматуре для создания силы обжатия и тем самым воспринимать касательные напряжения по сечению в этом районе.

В расчетном случае можно учесть

$$\sigma_y = \sigma_м + \sigma_Q. \qquad (I)$$

где $\sigma_м$ - уровень напряжений в арматуре от внешнего момента,

σ_Q - то же, от поперечной силы.

Если считать, что в момент сдвига по линии контакта касательные напряжения трения по поверхности контакта выравниваются, то можем написать

$$Q = [\tau] A_б = \sigma_y A_s f.$$

Для сечения изгибаемого элемента

$$Q \leq \sigma_Q \Sigma A_s f + \sigma_б A_{бс} f, \qquad (2)$$

где $\sigma_б$ - напряжение бетона на сжатие,

$A_{бс}$ - площадь сжатой зоны сечения,

f - коэффициент трения.

Учитывая, что

$$\tau_б A_{бс} = \sigma_м A_s,$$

то по (2)

$$Q \leq \sigma_Q \Sigma A_s f + \sigma_м \Sigma A_s f$$

или

$$Q \leq \sigma_y A_s f. \qquad (3)$$

Таким образом, ситуация изгиба не влияет на прочность сдвига по контактной поверхности.

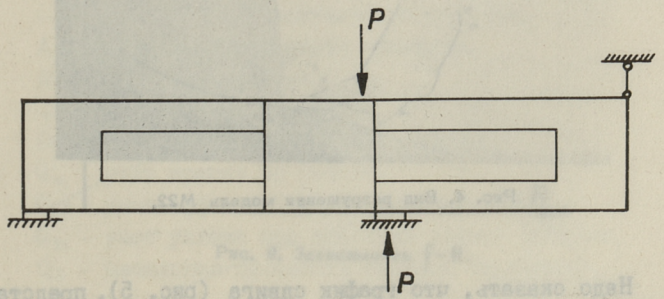


Рис. 2. Модель испытания.

Для изучения вопросов чистого сдвига были выполнены опыты по схеме на рис 2. Типичные картины разрушения опытных образцов показаны на рис. 3-4. Как правило, разрушение происходит одновременным сдвигом по всей поверхности контакта.

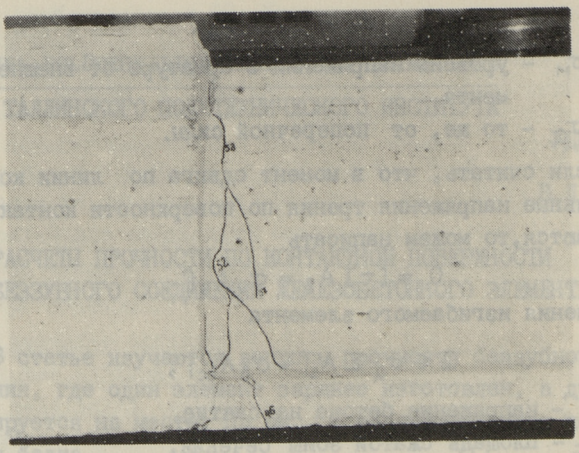


Рис. 3. Вид разрушения модели М21.

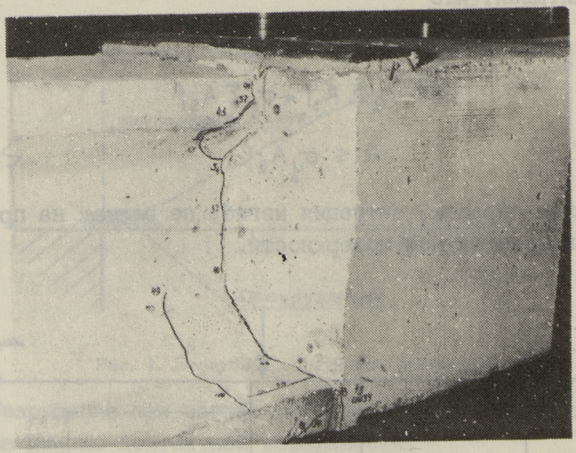


Рис. 4. Вид разрушения модели М22.

Надо сказать, что график сдвига (рис. 5), представленный нами, содержит и деформацию бетона на длине базы измерения (~ 65 мм) вдоль контакта. Изучение картин разрушения показывает, что началом первого сдвига в наших опытах можно считать нагрузку в пределах P ≈ 300–400 kN, после чего начинается постепенный взаимный сдвиг, связанный с уве-

личением нагрузки. Опыты показали, что коэффициент трения в определенной мере зависит от прочности бетона (см. рис. 6).

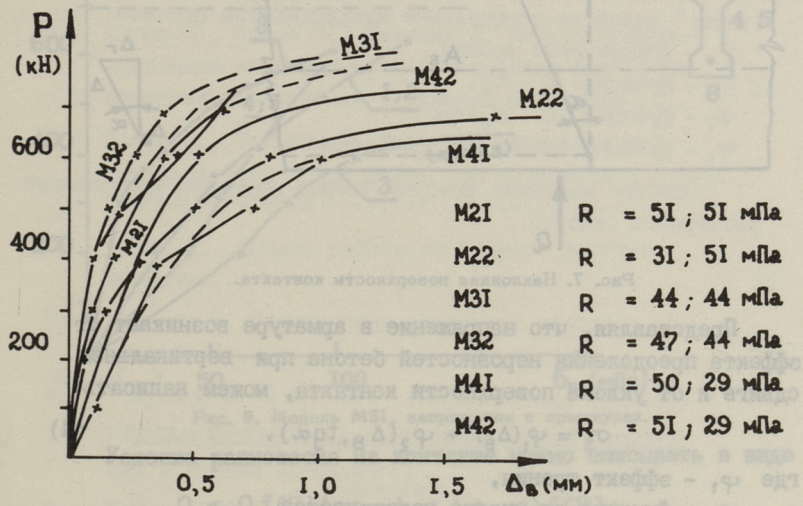


Рис. 5. Вертикальное смещение контактной поверхности.

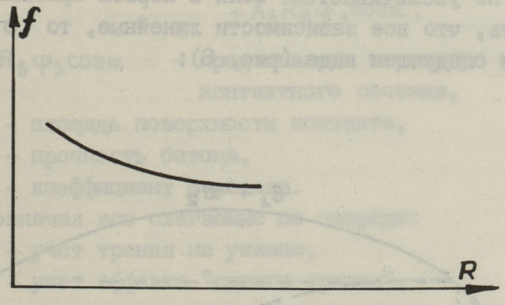


Рис. 6. Зависимость $f-R$.

Так как на поверхности контакта имелся и выступающий клин, то в расчетных положениях учитывается и наклон поверхности контакта (рис. 7). Можно предполагать, что при низкой марке бетона происходит сильное истирание поверхности бетона при взаимном сдвиге (Δ).

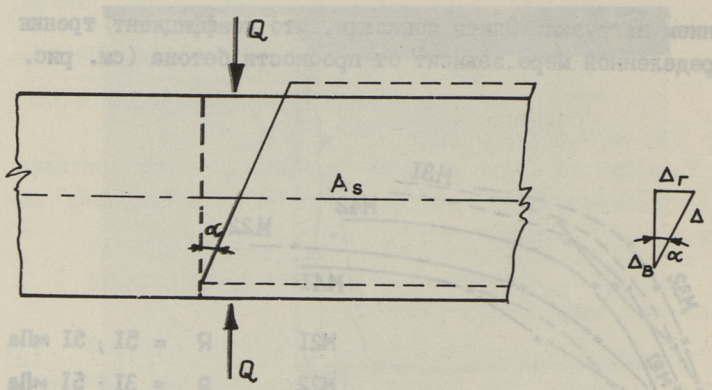


Рис. 7. Наклонная поверхность контакта.

Представляя, что напряжение в арматуре возникает от эффекта преодоления неровностей бетона при вертикальном сдвиге и от уклона поверхности контакта, можем написать

$$\sigma_s = \varphi_1(\Delta_в) + \varphi_2(\Delta_в, tg\alpha), \qquad (4)$$

где φ_1 - эффект трения,

φ_2 - функция от уклона поверхностей.

После определенного сдвига неровности истираются и σ_s больше не увеличивается. Если в первом приближении можно считать, что все зависимости линейные, то σ_s представляется в следующем виде (рис. 8):

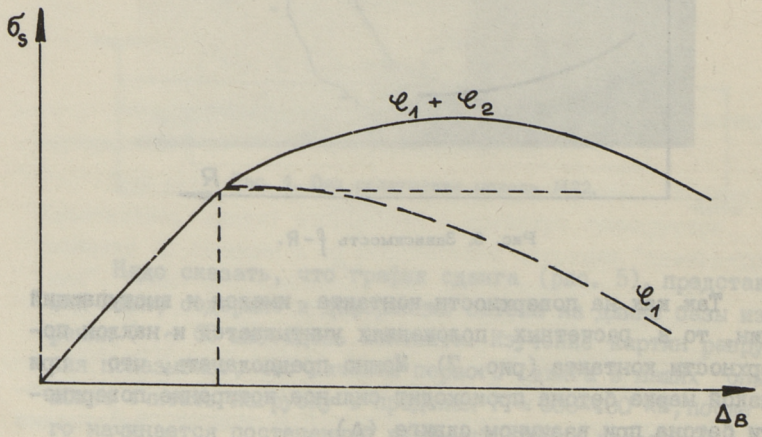


Рис. 8. Зависимость σ_s-$\Delta_в$.

Такое представление хорошо совпадает экспериментальными графиками (рис. 9).

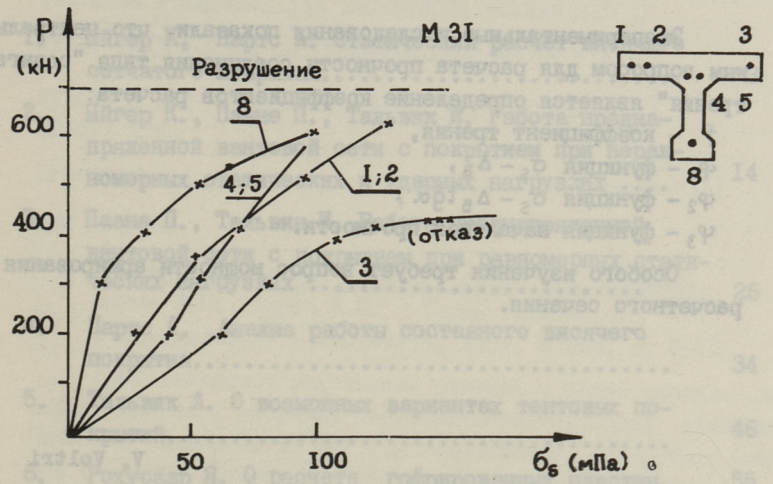


Рис. 9. Модель М31, напряжения в арматурах.

Условие равновесия на контакте можно описывать в виде

$$Q \le Q f(R) \operatorname{tg}\alpha + A_s \sigma_s(\varphi_1, \varphi_2) f(R) + A_s \sigma_s(\varphi_1, \varphi_2) \operatorname{tg}\alpha + A_б R_б \varphi_3 \cos\alpha, \quad (5)$$

где $A_б R_б \varphi_3 \cos\alpha$ – представляет начальную прочность контактного сечения,

$A_б$ – площадь поверхности контакта,

$R_б$ – прочность бетона,

φ_3 – коэффициент перехода.

Обозначая все слагаемые по очереди:

Q_α – учет трения на уклоне,

Q_{sf} – учет эффекта "сдвига-трения",

$Q_{s\alpha}$ – учет уклона при действии усилия обжатия,

$Q_б$ – начальная прочность сечения контакта,

то окончательно

$$Q \le Q_\alpha + Q_{sf} + Q_{s\alpha} + Q_б. \quad (6)$$

Если $\alpha = 0$, то

$$Q \le Q_{sf} + Q_б. \quad (7)$$

Учитывая малое количество опытов, конкретные регрессионные зависимости здесь не представляются.

Выводы

Экспериментальные исследования показали, что центральным вопросом для расчета прочности соединения типа "сдвига-трения" является определение коэффициентов расчета:

f - коэффициент трения,

φ_1 - функция $\sigma_s - \Delta_B$,

φ_2 - функция $\sigma_s - \Delta_B tg\alpha$,

φ_3 - функция начальной прочности.

Особого изучения требует вопрос мощности армирования расчетного сечения.

V. Voltri

Design of Beam Connection in Shear-Transfer

Abstract

The paper describes a study of shear transfer strength on the reinforced concrete beam plane connection. A method is presented to calculate shear strength in the connections, based on shear friction theory.

Содержание

I. Нийгер К, Партс А. Статический расчет висячего сетчатого покрытия..... 3

2. Нийгер К., Паане П., Тальвик И. Работа преднапряженной вантовой сети с покрытием при неравномерных статических и ударных нагрузках I4

3. Паане П., Тальвик И. Работа преднапряженной вантовой сети с покрытием при равномерных статических нагрузках 25

4. Партс А. Анализ работы составного висячего покрытия..... 34

5. Тальвик А. О возможных вариантах тентовых покрытий..... 46

6. Рохусаар Я. О расчете гофрированных пластин. 55

7. Рейманн А. Определение температурных напряжений в стенке автоклава..... 62

8. Пыйал Р. Определение макростатических сил цилиндрической железобетонной оболочки с наклонными трещинами..... 68

9. Отсмаа В. Проверка прочности по поперечной силе наклонного сечения железобетонного элемента..... 77

I0. Равасоо А. Одномерная ультразвуковая волна в предварительно деформированной наследственно упругой среде..... 83

II. Анисимов В., Куценко А. Некоторые практические аспекты акустодиагностики напряженно-деформированного состояния элементов конструкций..... 90

I2. Волтри В. Расчеты прочности по контактной поверхности беззубного соединения железобетонного элемента. I00

№ 640

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

ТЕОРИЯ И РАСЧЕТ ТОНКОСТЕННЫХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Строительные конструкции и строительная механика XXVI

УДК 624.074

Статический расчет висячего сетчатого покрытия. Нийгер К.П., Партс А.Ю. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 3-13.

Представляются результаты расчета и общие выводы по работе висячего покрытия отрицательной гауссовой кривизны. Проведен численный расчет с использованием дискретных методов с учетом совместной работы вантовой сети, контура и панелей покрытия. Программа расчета создана на алгоритмическом языке FORTRAN.

Таблиц - 2, рисунков - 6, библ. наименований - 3.

УДК 624.074

Работа преднапряженной вантовой сети с покрытием при неравномерных статических и ударных нагрузках. Нийгер К.П., Паане П.А., Тальвик И.Р. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 14-24.

В статье приводятся результаты испытания и анализ работы модели в плане квадратного седловидного висячего покрытия. Поведение модели исследовалось при действии вертикальной неравномерно распределенной статической и при действии сосредоточенной ударной нагрузки.

Исследуется вопрос влияния элементов покрытия на работу системы, состоящей из преднапряженной вантовой сети и покрытия. Устанавливается, что при совместной работе панели покрытия с вантовой сетью и с контуром значительно уменьшаются перемещения и приросты усилий несущих и стяги-

вающих вант от внешней нагрузки, а также уменьшается амплитуда усилий и перемещений при колебаниях покрытия и гашение свободных колебаний происходит значительно быстрее.

Таблиц - 2, рисунков - 7, библ. наименований - 2.

УДК 624.074

Работа предварительно напряженной вантовой сети с покрытием при равномерных статических нагрузках. Паане П.А., Тальвик И.Р. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 25-33.

В статье дается описание конструкции исследуемой модели в плане квадратного седловидного висячего покрытия. Приводятся результаты, полученные при испытании модели с вертикальной равномерно распределенной по всей поверхности покрытия статической нагрузкой.

Основные результаты и выводы относятся к определению влияния элементов покрытия, прикрепленных к узлам сети, на работу висячей системы, состоящей из вантовой сети, контура и покрытия. Указывается, что такое влияние значительное на распределение приростов усилий и перемещений вант и контура.

Таблиц - I, рисунков - 7, библ. наименований - 2.

УДК 624.074

Анализ работы составного висячего покрытия. Партс А.Ю. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 34-45.

В статье представляется анализ результатов расчета шестиугольного в плане комплексного висячего покрытия. Расчету подвергается ранее испытанная модель, которая состоит из трех ромбовидных в плане ортогональных вантовых систем отрицательной гауссовой кривизны. Система рассчитывается по дискретному методу с учетом геометрической нелинейности работы тросовой сети. Программа расчета создана на языке FORTRAN. Приводятся эпюры результатов расчета.

Рисунков - 8, библ. наименований - 2.

УДК 624.011.75

О возможных вариантах тентовых покрытий
Тальвик А.И. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 46-54.

В статье рассматривают в основном конструктивные решения тентовых покрытий, разработанные на кафедре строительных конструкций ТПИ, а также предлагают некоторые другие варианты. Приводится условная классификация подобных конструкций по характеру эксплуатации, опорнонесущей конструкции и теплостойкости. Представлены короткое описание и особенности конструкции возведения каждого типа покрытий.

Рисунков - 13, библ. наименований - 4.

УДК 624.014

О расчете гофрированных пластин. Рохусаар Я.Л. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 55-61.

Рассматриваются металлические пластины с симметричным гофром, нагруженные равномерно распределенной нагрузкой. При умеренном прогибе горизонтально прикрепленная пластина работает мембраной. Возникают значительные горизонтальные реакции, а прогибы несколько меньше чем у балочных пластин. Приводятся номограммы, где по нагрузке получаются горизонтальные реакции и прогибы.

Рисунков - 2.

УДК 624.074.433

Определение температурных напряжений в стенке автоклава. Рейманн А.В. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 62-67.

Автоклавы строительной индустрии испытывают в рабочем состоянии разные воздействия, в том числе и температурные, которые нелинейно распределены по высоте сечения и вызывают значительные напряжения.

До настоящего времени в руководящих нормативных документах отсутствуют адекватные расчеты для определения

этих напряжений, вследствие чего допускаемые максимальные напряжения (по ГОСТ I4249-80) в стенке являются заниженными.

В данной статье представляется один из возможных подходов для решения этой задачи. Приводятся результаты расчетов.

Рисунков - 3, библ. наименований - 4.

УДК 624.04.

Определение макростатических сил цилиндрической железобетонной оболочки с наклонными трещинами. Пыйал Р.Р. - Труды Таллинского политехнического института, I987, № 640, с. 68-76.

В статье рассматривается определение внешних и внутренних сил, воздействующих на критический блок длинной цилиндрической железобетонной оболочки при разрушении ее по наклонному сечению от воздействия макростатической поперечной силы.

Рисунков - 3, библ. наименований - 2.

УДК 624.012

Проверка прочности по поперечной силе наклонного сечения железобетонного элемента. Отсмаа В.А. - Труды Таллинского политехнического института, I987, № 640, с. 77-82.

В статье излагается методика проверки прочности на действие поперечной силы по наклонному сечению для заданного железобетонного изгибаемого элемента. Рассматриваются элементы с равномерно трапецеидально и треугольно распределенными нагрузками, армированные с поперечной арматурой в виде хомутов. Расчет происходит по положениям СНиП 2.03.0I-84.

Рисунков - 2, библ. наименований - I.

УДК 539.374:534.222

Одномерная ультразвуковая волна в предварительно деформированной наследственно упругой среде. Равасоо А.А. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, - № 640, с. 83-89.

Теоретически исследуется одномерный процесс распространения продольной волны в наследственно упругой среде с неоднородной предварительной деформацией. Выводится нелинейное уравнение движения среды с переменными по пространственной координате и времени коэффициентами. Предполагается, что деформации, вызванные предварительной деформацией, изменяются во времени медленно, по сравнению с деформациями от волнового процесса. Получено асимптотическое решение уравнения движения среды, описывающее эволюцию формы волны в ее прифронтовой зоне. В частном случае стандартного вязкоупругого тела с постоянным по пространственной координате предварительным напряжением обсуждается возможность ультразвуковой диагностики параметров предварительно деформированного состояния среды.

Библ. наименований - 2.

УДК 620.179.16

Некоторые практические аспекты акустодиагностики напряженно-деформированного состояния элементов конструкций. Анисимов В.А., Куценко А.Н. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 90-98.

Проанализирована погрешность ультразвукового метода диагностики одноосно-напряженного состояния элементов конструкций. Обоснованы требования к измерительной аппаратуре. Описана экспериментальная установка, реализующая метод совмещения эхо-импульсов. Рассмотрено влияние волноводных свойств образцов на результаты эксперимента. Предложен подход, позволяющий учесть волноводный эффект и адекватно соотнести экспериментальные данные с прогнозами теории.

Рисунков - 3, библ. наименований - 8.

УДК 624.04

Расчет прочности по контактной поверхности беззубного соединения железобетонного элемента. Волтри В.Л. - Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 100-106.

В статье рассматриваются вопросы армирования и приводятся расчеты плоского стыка изгибаемого элемента.

На основе экспериментальных данных предлагаются расчетные формулы. Описывается вид разрушения.

Рисунков - 9.

УДК 624.04

Расчет прочности по контактной поверхности беззубого соединения железобетонного элемента. Волтри В.Л. – Труды Таллинского политехнического института, 1987, № 640, с. 100-106.

В статье рассматриваются вопросы армирования и приводятся расчеты плоского стыка изгибаемого элемента.

На основе экспериментальных данных предлагаются расчетные формулы. Описывается вид разрушения.

Рисунков – 9.

Цена 1 руб. 20 коп