

Научная статья  
УДК 624.014  
<https://doi.org/10.24866/2227-6858/2024-3/38-55>

## Исследование влияния геометрических параметров на работу комбинированной конструкции шпренгельного типа

Андрей Владимирович Чесноков<sup>✉</sup>, Виталий Витальевич Михайлов,  
Иван Викторович Долматов

Липецкий государственный технический университет, Липецк, Российская Федерация  
<sup>✉</sup> andreychess742@mail.ru

**Аннотация.** Шпренгельные конструкции, состоящие из жесткого на изгиб верхнего и предварительно напряженного гибкого нижнего пояса, являются эффективным решением для покрытия зданий и сооружений. Они обладают меньшей деформативностью, в сравнении с другими видами комбинированных систем, а для выполнения их расчета применимы линейные методы статического анализа. Вместе с тем, проблема выявления влияния основных параметров на работу шпренгельных конструкций является актуальной, так как её решение будет способствовать реализации оптимального проектирования и расширению области применения комбинированных конструкций покрытия зданий.

Предметом исследования в настоящей работе являются геометрические параметры комбинированной конструкции шпренгельного типа, состоящей из радиально ориентированных балок верхнего пояса и поддерживающих элементов, включающих высокопрочные гибкие ванты, тросы и распорки. Целью работы является разработка методики формообразования комбинированной конструкции, а также, выявление влияния основных геометрических параметров на ее работу под действием внешних нагрузок и предварительного напряжения.

Разработан алгоритм определения линейных и угловых размеров исследуемой конструкции. Выполнено численное исследование работы конструкции в условиях вариации основных геометрических параметров. Статический анализ конструкции при заданной комбинации параметров выполнен при помощи метода сил. Получены графические зависимости индикаторов несущей способности и деформативности комбинированной конструкции. По результатам исследования предложены рекомендации для назначения основных геометрических параметров. Результаты работы вносят вклад в развитие комбинированных строительных конструкций, имеющих потенциал практического применения в промышленном и гражданском строительстве.

**Ключевые слова:** комбинированная строительная конструкция, шпренгельная конструкция покрытия, предварительно напряжённая конструкция, геометрические параметры, формообразование, численное исследование, работа под нагрузкой

**Для цитирования:** Чесноков А.В., Михайлов В.В., Долматов И.В. Исследование влияния геометрических параметров на работу комбинированной конструкции шпренгельного типа // Вестник Инженерной школы Дальневосточного федерального университета. 2024. № 3(60). С. 38–55.

Original article

## Study of influence of geometric parameters on the load-bearing behavior of the strutted truss structure

Andrei V. Chesnokov<sup>✉</sup>, Vitalii V. Mikhailov, Ivan V. Dolmatov

Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russian Federation  
<sup>✉</sup> andreychess742@mail.ru

**Abstract.** Struttet truss structures, which consist of a rigid top chord and a pre-stressed flexible bottom one, are an effective solution for roofing the buildings. They are less deformable in comparison to other types of hybrid systems. Thus, linear methods are valid for performing the static analysis. At the same time, the problem of estimating the influence of the main parameters on the structural behavior of the struttet truss systems is relevant, because its solution facilitates optimal design and contributes to expanding the scope of the hybrid roof systems.

The subject of the research proposed is the geometric parameters of a hybrid struttet truss structure, which consists of radial beams of the top chord, as well as supporting high strength cables and struts. The purpose of the work is to develop the technique for shape determination of the hybrid structure, as well as to identify the influence of the main geometric parameters on its behavior under the influence of external loads and prestress. The algorithm for finding the linear and angular dimensions of the structure has been developed. Considering variation of the basic geometric parameters, the numerical investigation of the structural behavior is implemented. Static analysis of the structure given a parameter value set is performed by means of the flexibility method. The curves of load-bearing capacity and deformability indicators of the hybrid structure are plotted. Based on the results of the study, the guidelines for finding the main geometric parameters are given. The results of the work contribute to the development of the hybrid building structures which are prospective for practical application in the field of construction of industrial and civil buildings.

**Keywords:** hybrid building structure, struttet roof structure, prestressed structure, geometric parameters, structural morphology, numerical investigation, load-bearing behavior

**For citation:** Chesnokov A.V., Mikhailov V.V., Dolmatov I.V. Study of influence of geometric parameters on the load-bearing behavior of the struttet truss structure. *FEFU: School of Engineering Bulletin*, 2024, no. 3(60), pp. 38–55. (In Russ.).

## Введение

Комбинированные строительные конструкции состоят из разнородных материалов и элементов, объединённых в единую систему с целью повышения эффективности их совместного использования. Они включают большую группу предварительно напряжённых тросовых куполов, в которых гибкий верхний пояс связан стойками с высокопрочной вантовой сетью нижнего пояса [1]. В работе [2] предлагается замена гибких вант верхнего пояса тросового купола на полосы листовой стали, расположенные горизонтально. Данное решение облегчает монтаж кровельного покрытия, сохраняя преимущества вантовых конструкций.

Для снижения деформативности, проявляемой вантовыми системами, получили распространение конструкции повышенной жесткости, верхний пояс которых, состоящий из множества балочных элементов радиального, кольцевого и диагонального направления, воспринимает неравномерные внешние воздействия и работает совместно с предварительно напряжённым нижним поясом. Экспериментальные исследования моделей тросовых куполов повышенной жесткости приведены в работах [3, 4]. В работах [5, 6] делаются выводы, что применение поддерживающей тросовой сети нижнего пояса позволяет снизить усилия в верхнем поясе до 70% и повысить критическую нагрузку его элементов до 47%.

Важным шагом на пути развития комбинированных систем стало появление предварительно напряжённых шпренгельных конструкций, в которых натяжение высокопрочного нижнего пояса создает в жестком верхнем поясе изгибающие моменты обратного знака, по сравнению с моментами, реализующимися от действия преобладающих внешних нагрузок. Жесткий элемент верхнего пояса, в свою очередь, эффективно воспринимает неравномерные и сосредоточенные воздействия, обеспечивая выполнение требований второй группы предельных состояний.

В работе [7] предлагается арочная конструкция шпренгельного типа, в которой распорки между поясами выполнены в виде V-образных стоек. Обзор вантово-арочных систем с выявлением проблем, возникающих при разработке и практическом применении комбинированных конструкций данного типа приводится в работах [8, 9].

Для повышения совместной работы элементов покрытия при действии локальных и сосредоточенных нагрузок находят применение пространственные купольные конструкции. В работах [10, 11] выполнены численные и экспериментальные исследования конического ради-

ально-балочного купола, состоящего из секций шпренгельного типа, представляющих собой совокупность жесткого на изгиб верхнего пояса, а также, высокопрочных затяжек и распорок нижнего пояса. Полученные результаты подтверждают эффективность применения шпренгельных конструкций в покрытиях зданий и сооружений, а также, заполняют имеющиеся пробелы в области исследования их работы под нагрузкой и разработки инженерных методик расчета.

В работе [12], на основе выполненных исследований работы под нагрузкой комбинированных тросовых купольных конструкций, делается вывод о значимом влиянии их формы на деформативность и несущую способность. В работах [13, 14], по результатам выполненных численных исследований, предложены методики по назначению длин распорок, способствующих уменьшению прогибов конструкций от действия внешних нагрузок.

В работе [15] подчеркивается важность этапа выбора геометрических параметров на стадии разработки проекта, что обуславливает необходимость выполнения комплексных исследований влияния параметров конструкции на ее работу под нагрузкой.

Исходя из приведенного литературного обзора следует вывод о том, что комбинированные шпренгельные конструкции являются эффективным решением для покрытия зданий и сооружений как в промышленном, так и в гражданском строительстве. Они менее материалоемки, чем сплошностенчатые балки и арки, обладают упрощенной конструкцией в сравнении с решетчатыми фермами, проявляют меньшую деформативность, чем вантовые покрытия, а для выполнения их статического расчета применимы известные методы линейного анализа, включающие метод сил и метод перемещений.

Вместе с тем, проблема выявления влияния основных параметров на работу шпренгельной системы не находит должного отражения в известных литературных источниках. Это затрудняет разработку оптимальных проектных решений и препятствует расширению области эффективного применения шпренгельных конструкций. Таким образом, выбранное направление исследования является актуальным и значимым.

Целями работы являются:

- разработка методики формообразования комбинированной конструкции покрытия шпренгельного типа;
- выявление влияния основных геометрических параметров на работу конструкции под действием внешних нагрузок с выработкой рекомендаций по выбору значений параметров для практического применения.

Для достижения поставленной цели решены следующие задачи:

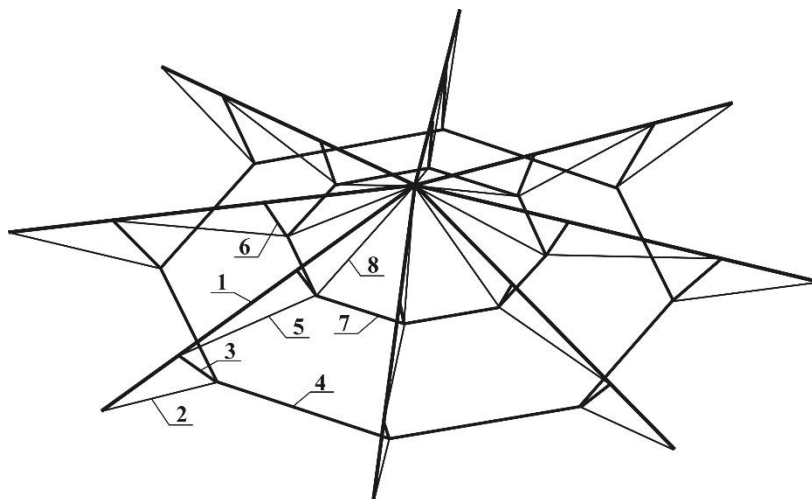
- выделение основных геометрических параметров комбинированной конструкции шпренгельного типа;
- разработка алгоритма определения допустимых значений геометрических параметров;
- формирование базовой модели конструкции, являющейся основой для выполнения численных исследований;
- определение т.н. эффективных диапазонов параметров, обеспечивающих отдельное варьирование исследуемых параметров при условии сохранения всеми остальными параметрами неизменных значений;
- выбор индикаторов, характеризующих работу конструкции при вариации исследуемых геометрических параметров;
- выполнение численного исследования с получением графических зависимостей индикаторов работы конструкции от исследуемых параметров, в условиях действия симметричных и несимметричных нагрузок;
- интерпретация полученных результатов.

## Материалы и методы

**Исследуемая конструкция шпренгельного типа.** Конструкция состоит из радиально ориентированных балок верхнего пояса, а также, элементов нижнего пояса, включающих вы-

сокопрочные гибкие ванты, тросы и распорки (рис. 1). В коньковом узле балки соединены между собой шарнирно.

Несущий каркас конструкции можно представить в виде совокупности двух ярусов. Нижний ярус включает диагональные несущие тросы, а также, кольцевой вантовый элемент, за счет натяжения которого производится создание предварительных напряжений в конструкции. Верхний ярус включает кольцо из шарнирных стержней, объединенное с коньковым узлом соединительными элементами.



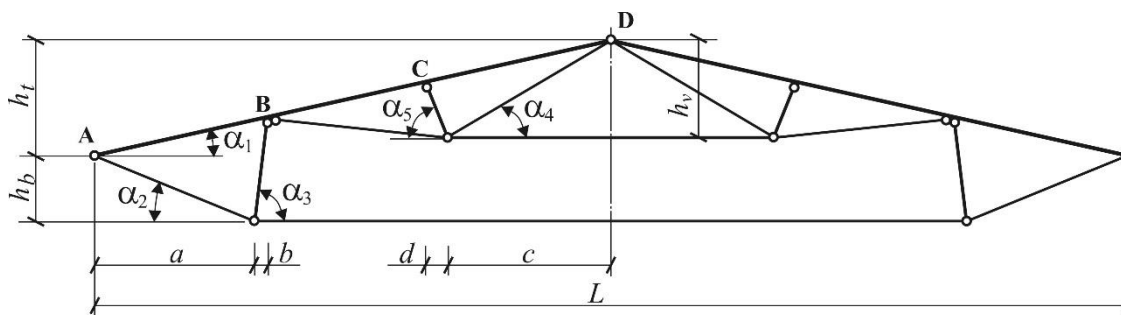
**Рис. 1. Несущий каркас комбинированной конструкции:**

- 1 – балка верхнего пояса; 2 – диагональный несущий трос; 3 – стойка нижнего яруса;**
- 4 – кольцевой вантовый элемент нижнего яруса; 5 – оттяжка; 6 – стойка верхнего яруса;**
- 7 – кольцо из шарнирных стержней верхнего яруса; 8 – соединительный элемент верхнего яруса**

Fig. 1. Bearing framework of the hybrid structure: 1 – top chord beam; 2 – diagonal bearing cable; 3 – strut of the bottom tier; 4 – ring cable element of the bottom tier; 5 – tie; 6 – strut of the top tier; 7 – top tier ring of hinged rods; 8 – connecting element of the top tier

Принята плоская модель исследуемой конструкции (рис. 2). В соответствии с работой [15], кольцевой вантовый элемент нижнего яруса и кольцо из шарнирных стержней верхнего яруса пространственной системы заменены на эквивалентные по деформативности затяжку и распорку.

**Геометрические параметры исследуемой конструкции.** Основными параметрами исследуемой конструкции, определяющими ее геометрическую форму, являются следующие (рис. 2): общий пролет (диаметр)  $L$ , углы наклона элементов к горизонтали  $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$  и  $\alpha_5$ , а также, относительные линейные размеры  $k_a, k_b, k_c, k_d, k_{h,t}, k_{h,v}$  и  $k_{h,b}$ , равные отношению соответствующих горизонтальных размеров  $a, b, c, d$ , высоты в коньке  $h_t$ , а также, высот верхнего  $h_v$  и нижнего  $h_b$  ярусов к пролету.



**Рис. 2. Геометрические параметры исследуемой комбинированной конструкции**

Fig. 2. Geometric parameters of the hybrid structure under study

Для углов наклона верхнего пояса и диагонального несущего троса к горизонту приняты следующие допустимые интервалы:

$$\alpha_1 \in [\tau_{\text{lim},1} \dots \tau_{\text{lim},2}], \quad (1,а)$$

$$\alpha_2 \in [\tau_{\text{lim},1} \dots \tau_{\text{lim},3}], \quad (1,б)$$

где  $\tau_{\text{lim},1}$ ,  $\tau_{\text{lim},2}$  и  $\tau_{\text{lim},3}$  – ограничения, налагаемые на угловые размеры:  $\tau_{\text{lim},1} = 10^0$ ,  $\tau_{\text{lim},2} = 30^0$  и  $\tau_{\text{lim},3} = 45^0$ .

Угол  $\alpha_3$  ограничен сверху из условия сохранения минимального положительного зазора между диагональным несущим тросом и стойкой нижнего яруса:

$$\alpha_3 \leq \alpha_{\text{lim},2}^{(3)}, \quad (2,а)$$

где

$$\alpha_{\text{lim},2}^{(3)} = 180^0 - \alpha_2 - \tau_{\text{lim},1}. \quad (2,б)$$

Угол наклона к горизонтали соединительного элемента верхнего яруса,  $\alpha_4$ , ограничен интервалом:

$$\alpha_4 \in [\alpha_{\text{lim},1}^{(4)} \dots \alpha_{\text{lim},2}^{(4)}], \quad (3)$$

где

$$\alpha_{\text{lim},1}^{(4)} = \alpha_1 + \tau_{\text{lim},1}, \quad (4,а)$$

$$\alpha_{\text{lim},2}^{(4)} = \min(\alpha_{\text{lim},c}^{(4)}, (90^0 - \tau_{\text{lim},1})). \quad (4,б)$$

Нижняя граница,  $\alpha_{\text{lim},1}^{(4)}$ , принята из условия сохранения положительного угла между соединительным элементом верхнего яруса и балкой верхнего пояса конструкции. Верхняя граница,  $\alpha_{\text{lim},2}^{(4)}$ , определяется минимально допустимым углом между соединительным элементом и вертикалью, а также, углом  $\alpha_{\text{lim},c}^{(4)}$ , полученным при условии ограничения высоты верхнего яруса высотой конструкции,  $k_{h,v} \leq k_{h,t}$ :

$$\alpha_{\text{lim},c}^{(4)} = \arctan(k_{h,t} / k_c). \quad (5)$$

Для угла  $\alpha_5$  принят следующий допустимый интервал:

$$\alpha_5 \in [\alpha_{\text{lim},1}^{(5)} \dots \alpha_{\text{lim},2}^{(5)}]. \quad (6,а)$$

Нижняя граница в (6,а) назначена из конструктивных соображений,  $\alpha_{\text{lim},1}^{(5)} = \tau_{\text{lim},3}$ , а верхняя граница,  $\alpha_{\text{lim},2}^{(5)}$ , принята из условия сохранения минимального положительного зазора между стойкой и соединительным элементом верхнего яруса:

$$\alpha_{\text{lim},2}^{(5)} = 180^0 - \alpha_4 - \tau_{\text{lim},1}. \quad (6,б)$$

Рассмотрим линейные размеры исследуемой конструкции. Пролет конструкции  $L$  принят в интервале:

$$L \in [12 \dots 36] \text{ м}. \quad (7)$$

Относительная высота купола в коньке составляет:

$$k_{h,t} = \tan(\alpha_1) / 2. \quad (8)$$

Для относительной высоты нижнего яруса, основным несущим элементом которого является гибкая ванта, принято ограничение, налагаемое на пологую нить:

$$k_{h,b} \in [k_{h_b, \lim_1} \dots k_{h_b, \lim_2}], \quad (9)$$

где  $k_{h_b, \lim_1} = 1/24$  и  $k_{h_b, \lim_2} = 1/8$ .

Учитывая допустимый интервал для угла  $\alpha_2$  (1,б), запишем дополнительное ограничение на относительную высоту  $k_{h,b}$ :

$$k_{h,b} \in [k_{h_b, \lim_3} \dots k_{h_b, \lim_4}], \quad (10,а)$$

где

$$k_{h_b, \lim_3} = k_a \cdot \tan(\tau_{\lim,1}), \quad (10,б)$$

$$k_{h_b, \lim_4} = k_a \cdot \tan(\tau_{\lim,3}). \quad (10,в)$$

Таким образом, общий интервал для относительной высоты нижнего яруса составит:

$$k_{h,b} \in [\max(k_{h_b, \lim_1}, k_{h_b, \lim_3}) \dots \min(k_{h_b, \lim_2}, k_{h_b, \lim_4})]. \quad (11)$$

Из конструктивных и эксплуатационных соображений ограничим горизонтальный размер  $a$ :  $k_a \leq 1/4$ . По условия существования (невырожденности) интервала (11), получен допустимый интервал относительного горизонтального размера  $k_a$ :

$$k_a \in [k_{a, \lim_1} \dots k_{a, \lim_2}], \quad (12)$$

где

$$k_{a, \lim_1} = k_{h_b, \lim_1} / \tan(\tau_{\lim,3}), \quad (13,а)$$

$$k_{a, \lim_2} = \min(1/4, k_{h_b, \lim_2} / \tan(\tau_{\lim,1})). \quad (13,б)$$

При известных  $k_a$  и  $k_{h,b}$ , угол наклона диагонального несущего троса составит:

$$\alpha_2 = \arctan(k_{h,b} / k_a). \quad (14)$$

Относительный горизонтальный размер  $k_c$  ограничен условием существования (невырожденности) интервала (3), а также, конструктивными соображениями:

$$k_c \in [k_{c, \lim_1} \dots k_{c, \lim_2}], \quad (15)$$

где  $k_{c, \lim_1} = 1/12$  и  $k_{c, \lim_2} = \min(1/6, k_{h,t} / \tan(\alpha_{\lim,1}^{(4)}))$ .

При известных  $k_c$  и  $\alpha_4$ , относительная высота верхнего яруса составит:

$$k_{h,v} = k_c \cdot \tan(\alpha_4). \quad (16)$$

Запишем интервал для относительного горизонтального размера  $k_b$ :

$$k_b \in [k_{b, \lim_1} \dots k_{b, \lim_2}]. \quad (17)$$

Своего наименьшего значения,  $k_{b, \lim_1}$ , размер  $k_b$  достигает при достижении углом  $\alpha_3$  своей верхней границы,  $\alpha_{\lim,2}^{(3)}$  (2,б), принятой из условия сохранения минимального положительного зазора между диагональным несущим тросом и стойкой нижнего яруса:

$$k_{b, \lim_1} = \frac{k_{h,b} + k_a \cdot \tan(\alpha_1)}{\tan(\alpha_{\lim,2}^{(3)}) - \tan(\alpha_1)}, \text{ если } \alpha_{\lim,2}^{(3)} \neq 90^0, \quad (18,а)$$

$$k_{b,\lim_1} = 0, \text{ если } \alpha_{\lim_2}^{(3)} = 90^0. \quad (18,б)$$

Верхняя граница относительного размера  $k_b$  найдена из условия обеспечения минимального расстояния по горизонтали между узлами верхнего пояса  $B$  и  $C$  (обозначены на рис. 2):

$$k_{b,\lim_2} = 0,5 - (k_{\delta,\lim_1} + k_a + k_c + k_d), \quad (19)$$

где  $k_{\delta,\lim_1} = 1/8$  – минимальное относительное расстояние между узлами  $B$  и  $C$  ;

$k_d$  – относительный горизонтальный размер:

$$k_d = \frac{\tan(\alpha_4) - \tan(\alpha_1)}{\tan(\alpha_5) + \tan(\alpha_1)} \cdot k_c, \text{ если } \alpha_5 \neq 90^0, \quad (20,а)$$

$$k_d = 0, \text{ если } \alpha_5 = 90^0. \quad (20,б)$$

Приняв относительный размер  $k_b$  из интервала (17), угол наклона стойки нижнего яруса,  $\alpha_3$ , определяется следующим образом:

$$\alpha_3 = \alpha_{3,0}, \text{ если } k_b \geq 0, \quad (21,а)$$

$$\alpha_3 = 180^0 + \alpha_{3,0}, \text{ если } k_b < 0, \quad (21,б)$$

где

$$\alpha_{3,0} = \arctan\left(\frac{k_{h,b} + (k_a + k_b) \cdot \tan(\alpha_1)}{k_b}\right), \text{ если } k_b \neq 0, \quad (21,в)$$

$$\alpha_{3,0} = 90^0, \text{ если } k_b = 0. \quad (21,г)$$

Приведем алгоритм определения основных геометрических параметров исследуемой конструкции:

1. Принять пролет  $L$  и угол наклона балочных ребер к горизонту  $\alpha_1$  из интервалов (7) и (1,а), соответственно. Найти относительную высоту конструкции в коньке  $k_{h,t}$  (8) и нижнюю границу угла  $\alpha_4$  (4,а).

2. Принять относительный горизонтальный размер  $k_a$  из интервала (12).

3. Принять относительную высоту нижнего яруса  $k_{h,b}$  из интервала (11). Найти угол наклона диагонального несущего троса  $\alpha_2$  к горизонту (14).

4. Принять относительный горизонтальный размер  $k_c$  из интервала (15) и угол  $\alpha_4$  из интервала (3), предварительно определив его верхнюю границу по (4,б) с учетом (5). Вычислить относительную высоту верхнего яруса  $k_{h,v}$  (16).

5. Принять угол  $\alpha_5$  из интервала (6,а).

6. Вычислить относительный горизонтальный размер  $k_d$  (20).

7. Принять относительный горизонтальный размер  $k_b$  из интервала (17), предварительно вычислив его границы по (18) и (19). Определить угол  $\alpha_3$  (21).

Разработанный алгоритм автоматизирован в программном комплексе инженерных расчетов MathCad.

**Методика численного исследования работы комбинированной конструкции.** Выполнено исследование влияния следующих геометрических параметров на работу под нагрузкой комбинированной конструкции: пролет  $L$ , углы  $\alpha_1$ ,  $\alpha_4$  и  $\alpha_5$ , а также, относительная высота нижнего яруса  $k_{h,b}$  и относительные горизонтальные размеры  $k_a$ ,  $k_b$ ,  $k_c$ . Множество па-

раметров запишем в виде совокупности:

$$\Omega = \{L, \alpha_1, \alpha_4, \alpha_5, k_{h,b}, k_a, k_b, k_c\}. \tag{22}$$

Допустимые интервалы данных параметров, принимаемые по (7), (1,a), (3), (6,a), (11), (12), (17) и (15), соответственно, могут быть представлены в виде:

$$\Omega_i \in [R_{i,\text{lim}_1} \dots R_{i,\text{lim}_2}], \tag{23}$$

где  $R_{i,\text{lim}_1}$  и  $R_{i,\text{lim}_2}$  – нижняя и верхняя граница допустимого интервала параметра  $\Omega_i$ .

Значение каждого из приведенных параметров можно представить следующим образом:

$$\Omega_i = R_{i,\text{lim}_1} + (R_{i,\text{lim}_2} - R_{i,\text{lim}_1}) \cdot \xi_i, \tag{24,a}$$

где  $\xi_i$  – коэффициент:

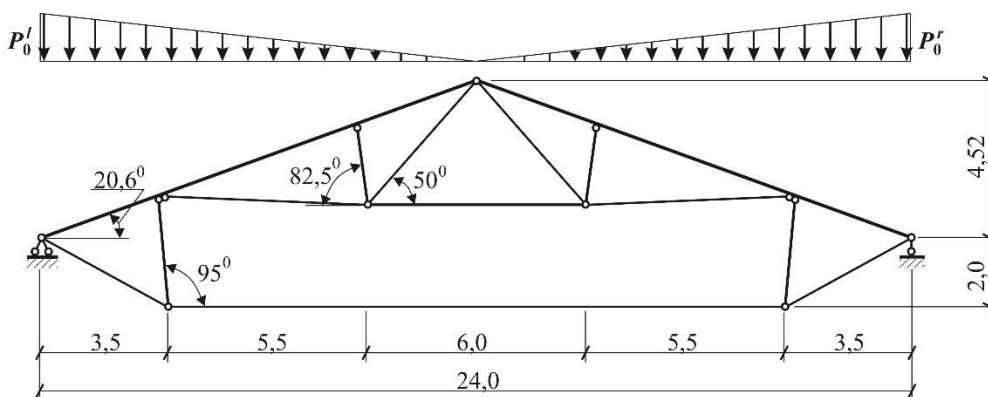
$$\xi_i \in [0 \dots 1]. \tag{24,b}$$

Варьируя  $\xi_i$  для каждого параметра  $i$  в интервале (24,b), может быть получен весь спектр их допустимых значений. Примем т.н. «базовую модель» исследуемой конструкции, которая является основой для последующих численных исследований. Значения всех параметров  $\Omega_i^b$  базовой модели, приняты в центре соответствующих интервалов, назначив  $\xi_i = 0,5$ :

$$\begin{aligned} L^b &= 24,0 \text{ м}, \alpha_1^b = 20,6^0, \alpha_4^b = 50,0^0, \alpha_5^b = 82,5^0, \\ k_{h,b}^b &= 0,083, k_a^b = 0,146, k_b^b = -0,012, k_c^b = 0,125, \end{aligned} \tag{25}$$

где верхний индекс ‘b’ означает базовую модель.

Общий вид базовой модели с указанием действия внешней нагрузки приведен на рис. 3. Линейные размеры указаны в метрах.



**Рис. 3. Общий вид базовой модели**

**Fig. 3. General view of the reference model**

Для выявления влияния геометрических параметров на работу комбинированной конструкции производится варьирование каждого параметра в т.н. эффективном диапазоне:

$$\Omega_i^{ef} \in [R_{i,\text{lim}_1}^{ef} \dots R_{i,\text{lim}_2}^{ef}], \tag{26}$$

где  $R_{i,\text{lim}_1}^{ef} \dots R_{i,\text{lim}_2}^{ef}$  – границы эффективного диапазона для варьирования параметра  $i$  при условии, что значения всех остальных параметров  $j, j \neq i$ , соответствующие принятой базовой модели,  $\Omega_j = \Omega_j^b$  (25), остаются в пределах допустимых интервалов (23) и не требуют модификации.



Границы эффективных диапазонов приведены в таблице 1.

Таблица / Table 1

**Эффективные диапазоны параметров**  
Effective parameter ranges

Параметр	Ед. изм.	$R_{i,lim_1}^{ef}$	$R_{i,lim_2}^{ef}$	Параметр	Ед. изм.	$R_{i,lim_1}^{ef}$	$R_{i,lim_2}^{ef}$
$L$	м	12,0	36,0	$k_{h,b}$	-	1/24	1/8
$\alpha_1$	град.	18,0	30,0	$k_a$	-	1/11,5	1/4
$\alpha_4$	град.	31,0	56,0	$k_b$	-	-1/9	1/11
$\alpha_5$	град.	45,0	119,0	$k_c$	-	1/11	1/7

В качестве индикаторов, характеризующих работу конструкции при вариации исследуемых геометрических параметров приняты коэффициенты использования несущей способности элементов верхнего пояса, обозначенные в настоящей работе  $\Theta$ , а также, т.н. «относительные жесткости»  $\delta$ .

Относительные жесткости являются величинами, обратными относительным деформациям:

$$\delta = L / \Delta_z, \tag{27}$$

где  $\Delta_z$  – максимальное по модулю вертикальное перемещение верхнего пояса.

При расчете конструкции на нагрузку от предварительного напряжения, за величину  $\Delta_z$  принимается вертикальное перемещение относительно исходного (ненапряженного) положения. При расчете на внешнюю нагрузку, за величину  $\Delta_z$  принимается вертикальное перемещение относительно преднапряженного положения.

В качестве коэффициентов использования несущей способности,  $\Theta$ , приняты максимальные значения, для отдельных участков  $k$  верхнего пояса при соответствующей нагрузке:

$$\Theta = \max(\Theta_{A-B}, \Theta_{B-C}, \Theta_{C-D}), \tag{28}$$

где  $A-B$ ,  $B-C$  и  $C-D$  – участки верхнего пояса, расположенные между узлами, обозначенными на рис. 2.

Коэффициент использования несущей способности на участке  $k$  верхнего пояса,  $\Theta_k$ , получен, в соответствии с разделом 9.2 свода правил СП 16.13330.2017 «Стальные конструкции», как для стального элемента двутаврового поперечного сечения, работающего в условиях сжатия с изгибом:

$$\Theta_k = \max(\Theta_x, \Theta_y), \tag{29}$$

где  $\Theta_x$  и  $\Theta_y$  – обозначенные в настоящей работе коэффициенты, полученные из расчета в плоскости и из плоскости действия изгибающего момента  $M$ , в зависимости от абсолютного значения продольной сжимающей силы  $N$ , геометрических характеристик сечения, расчетного сопротивления материала  $R_y$  и гибкости элемента.

Усилия и изгибающие моменты в элементах исследуемой конструкции получены методом сил, который был реализован при помощи программного комплекса MathCad. Расчетные длины на участках верхнего пояса при расчете из плоскости действия момента приняты равными расстояниям между точками закрепления (узлы  $A$ ,  $B$ ,  $C$  и  $D$ ). Расчетные длины элементов верхнего пояса в плоскости действия момента на участках  $A-B$  и  $C-D$  приняты равными геометрическим длинам данных участков, умноженным на коэффициент 0,7. На участке  $B-C$  расчетная длина принята равной геометрической длине, умноженной на коэффициент 0,5.

Для удовлетворения требований обеих групп предельных состояний, налагаемых на исследуемую конструкцию, коэффициент использования несущей способности должен быть

меньше единицы,  $\Theta < 1,0$ , а относительная жесткость должна превышать предельное значение,  $\delta > \delta_{\text{lim}}$ , принятое равным  $\delta_{\text{lim}} = 200,0$  из условия обеспечения отсутствия выраженного проявления геометрической нелинейности конструкцией.

### Исходные данные для выполнения численного исследования

Учтены следующие нагрузки на исследуемую конструкцию (рис. 3):

- нагрузка  $L_{d,1}$ : только предварительное напряжение (при  $P_0^l = P_0^r = 0,0$ );
- нагрузка  $L_{d,2}$ : предварительное напряжение и нагрузка по всему пролету (при  $P_0^l = P_0^r = P_0$ );
- нагрузка  $L_{d,3}$ : предварительное напряжение и нагрузка на половине пролета (при  $P_0^l = P_0, P_0^r = 0,0$ ).

Нагрузка на верхний пояс конструкции принята в вертикальном направлении. С учетом радиального расположения ребер, нагрузка имеет треугольное распределение с максимальным значением на опоре  $P_0 = 18,0$  кН/м, что соответствует 8 секторам покрытия при пролете  $L = 24$  м и равномерной нагрузке по горизонтальной проекции  $1,96$  кН/м<sup>2</sup>. Предполагается, что данная нагрузка включает снеговое воздействие и собственный вес элементов покрытия.

Вантовые элементы исследуемой конструкции приняты из высокопрочных стальных тросов с расчетным сопротивлением при растяжении  $R_c = 70$  кН/см<sup>2</sup> и модулем деформации  $E_c = 1,3 \cdot 10^4$  кН/см<sup>2</sup>. Несущие вантовые элементы нижнего яруса приняты диаметром  $16,6$  мм, с площадью поперечного сечения  $A_{c,b}^b = 1,61$  см<sup>2</sup>. Оттяжки верхнего яруса приняты из высокопрочного стального троса диаметром  $8,1$  мм, с площадью поперечного сечения  $A_{c,t}^b = 0,38$  см<sup>2</sup>. Предварительное напряжение конструкции создается за счет натяжения затяжки, моделирующей кольцевой вантовый элемент, на величину  $\Delta_t = 0,15$  м.

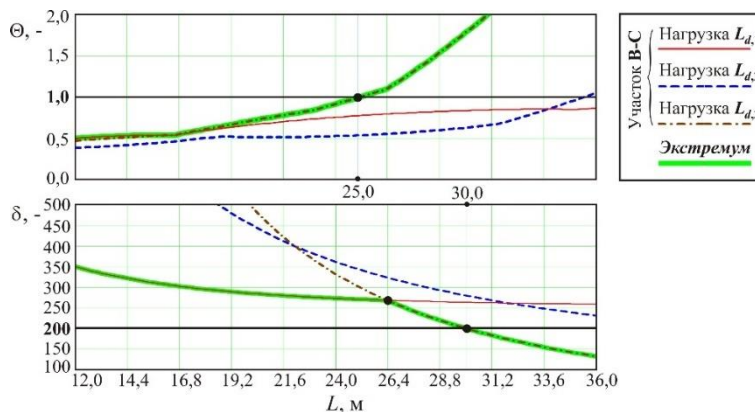
Материал верхнего пояса, а также, стоек, шарнирных стержней и соединительных элементов – сталь класса С245 с расчетным сопротивлением  $R_y = 24$  кН/см<sup>2</sup> и модулем упругости  $E = 2,06 \cdot 10^4$  кН/см<sup>2</sup>. Стойки и шарнирные стержни приняты из стальной трубы 102x4. Соединительный элемент верхнего яруса – из стальной трубы 70x4. Верхний пояс принят из прокатного двутавра I40.

### Результаты

Результаты численного моделирования исследуемой конструкции при вариации параметров в границах эффективных диапазонов приведены на рисунках 4–11. Показаны графики коэффициентов использования несущей способности элементов верхнего пояса,  $\Theta$  (28), а также, относительные жесткости конструкции  $\delta$  (27). Экстремальные значения (наибольший коэффициент использования несущей способности и наименьшая относительная жесткость) выделены зеленым цветом. На рисунках приведено обозначение участков верхнего пояса (A-B, B-C и C-D), где реализуются наибольшие значения коэффициента  $\Theta$ .

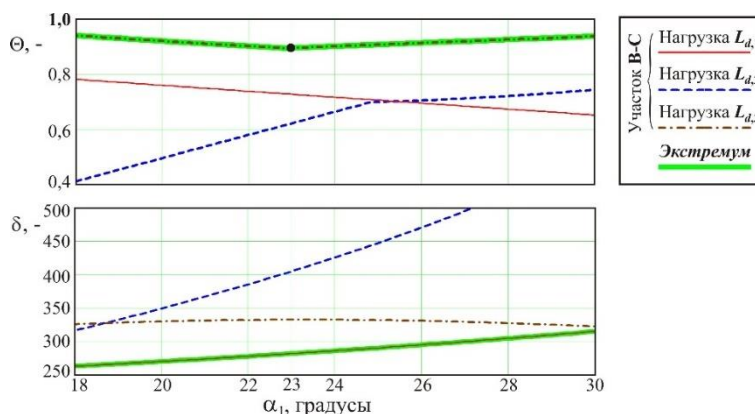
Влияние размера пролета,  $L$ , на работу конструкции показано на рис. 4. С ростом пролета в диапазоне от 12 до 36 м, коэффициент использования несущей способности верхнего пояса  $\Theta$  и деформативность конструкции монотонно возрастают. При  $L > 25$  м коэффициент  $\Theta$  превышает единицу, а при  $L > 30$  м относительная жесткость становится меньше  $\delta_{\text{lim}}$ , что требует увеличения поперечного сечения верхнего пояса. При пролете  $L < 26,4$  м наибольшие деформации конструкции вызывает нагрузка предварительного напряжения, в то время как при  $L > 26,4$  м загрузка полупролета приводит к наибольшим деформациям.

Угол наклона ребра верхнего пояса  $\alpha_1$  оказывает незначительное влияние на работу исследуемой конструкции (рис. 5). При загрузении полупролета, коэффициент использования несущей способности  $\Theta$  находится в диапазоне 0,89-0,95. Несмотря на рост относительной жесткости при равномерной внешней нагрузке от 310 до более, чем 500, деформативность конструкции от предварительного напряжения выше, а относительная жесткость возрастает медленнее: от 260 до 315.



**Рис. 4. Влияние размера пролета  $L$  на работу конструкции**

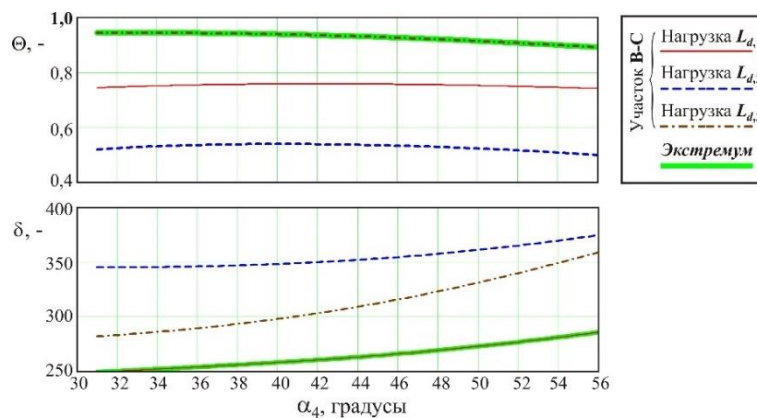
Fig. 4. Influence of the span size  $L$  on the structural behavior



**Рис. 5. Влияние угла наклона ребра верхнего пояса  $\alpha_1$  на работу конструкции**

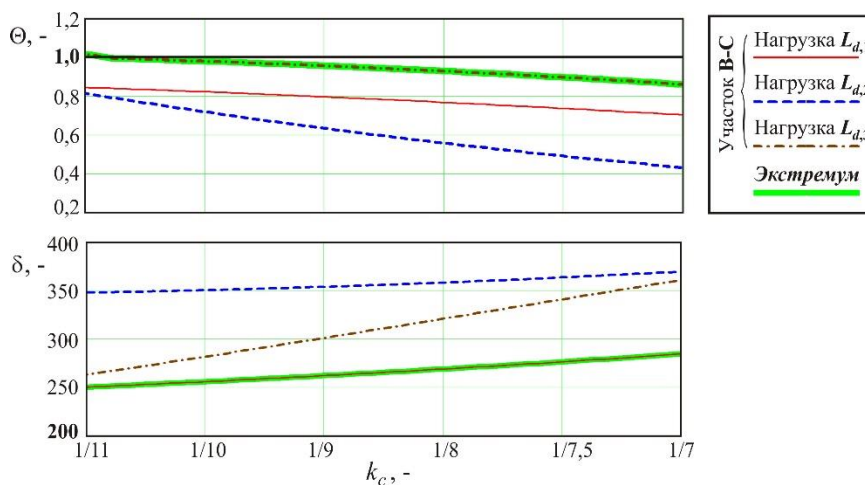
Fig. 5. Influence of the angle of inclination of the top chord edge  $\alpha_1$  on the structural behavior

Рост угла наклона к горизонтали соединительного элемента верхнего яруса,  $\alpha_4$ , и относительного горизонтального размера  $k_c$  вызывает снижение коэффициента использования несущей способности  $\Theta$  от значения 0,95 до 0,87 и от 1,02 до 0,86, соответственно, а также рост относительной жесткости  $\delta$  в диапазоне 250–285 (рисунки 6 и 7).



**Рис. 6. Влияние угла  $\alpha_4$  на работу конструкции**

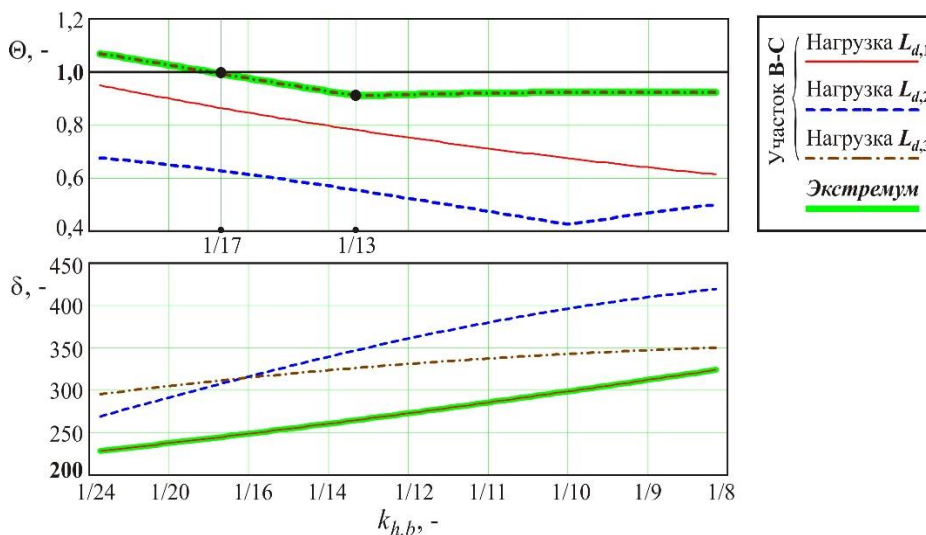
Fig. 6. Influence of angle  $\alpha_4$  on the structural behavior



**Рис. 7. Влияние относительного горизонтального размера  $k_c$  на работу конструкции**

Fig. 7. Influence of relative horizontal size  $k_c$  on the structural behavior

Рост относительной высоты нижнего яруса,  $k_{h,b}$ , в диапазоне 1/24...1/13 вызывает значимое уменьшение коэффициента использования несущей способности  $\Theta$  от 1.07 до 0.91 (рис. 8). Дальнейший рост относительной высоты до значения 1/8 оказывает незначительное влияние на величину  $\Theta$ . Деформативность конструкции с ростом высоты нижнего яруса уменьшается: монотонный рост относительной жесткости составляет от 230 до 320.



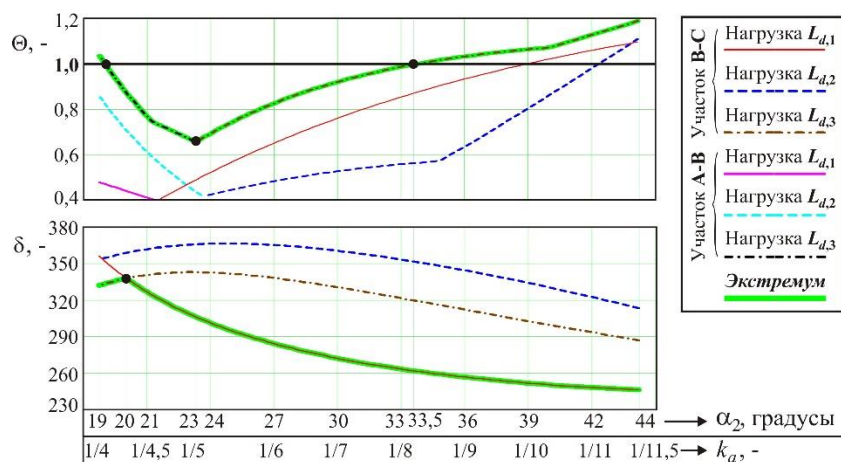
**Рис. 8. Влияние относительной высоты нижнего яруса,  $k_{h,b}$ , на работу конструкции**

Fig. 8. Influence of relative height of the bottom tier,  $k_{h,b}$ , on the structural behavior

Влияние на работу конструкции относительного горизонтального размера  $k_a$ , а также, соответствующего угла наклона к горизонтали диагонального несущего троса  $\alpha_2$ , показано на рис. 9.

Зависимость коэффициента использования несущей способности  $\Theta$  состоит из двух областей. С ростом угла  $\alpha_2$  от 19 до 23 градусов, коэффициент  $\Theta$  убывает от значения 1,04 до 0,66. При этом, наиболее напряженная зона находится на участке *A-B* верхнего пояса. Дальнейший рост угла  $\alpha_2$  до 44 градусов приводит к увеличению коэффициента  $\Theta$  до значения в 1,19 за счет перехода перенапряженной зоны на участок *B-C* верхнего пояса. Начиная с  $\alpha_2 = 33,5^0$ , коэффициент  $\Theta$  превышает значение 1,0, что требует увеличения поперечного сечения верхнего пояса исследуемой конструкции.

Относительная жесткость конструкции возрастает при  $\alpha_2 < 20^0$ . Дальнейший рост угла приводит к снижению относительной жесткости и росту деформативности от предварительного напряжения конструкции.



**Рис. 9. Влияние относительного горизонтального размера  $k_a$  и угла наклона к горизонтали диагонального несущего троса  $\alpha_2$  на работу конструкции**

Fig. 9. Influence of relative horizontal size  $k_a$  and the angle of inclination to the horizontal of the diagonal bearing cable  $\alpha_2$  on the structural behavior

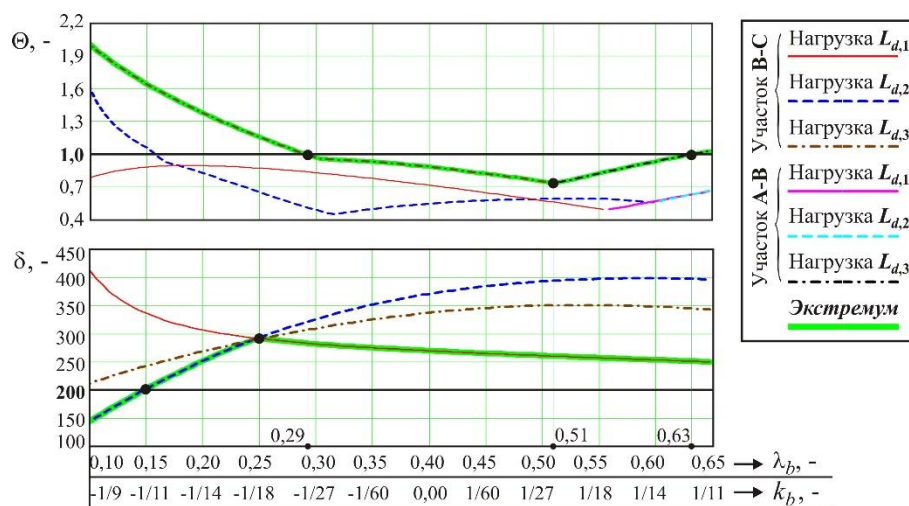
Для выявления влияния на работу конструкции относительного горизонтального размера  $k_b$  предлагается ввести дополнительный параметр  $\lambda_b$ , являющийся отношением длин участков *A-B* и *A-C* верхнего пояса:

$$\lambda_b = \frac{k_a^b + k_b}{0,5 - (k_c^b + k_d^b)}, \tag{30}$$

где  $k_a^b$  и  $k_c^b$  – фиксированные параметры базовой модели (25);

$k_d^b$  – параметр базовой модели, найденный по (20) при фиксированных значениях  $\alpha_1^b$ ,  $\alpha_4^b$ ,  $\alpha_5^b$  и  $k_c^b$ ;

$k_b$  – варьируемый параметр, принимаемый из эффективного диапазона (табл. 1).



**Рис. 10. Влияние относительного горизонтального размера  $k_b$  и коэффициента  $\lambda_b$  на работу конструкции**

**Fig. 10. Influence of relative horizontal size  $k_b$  and ratio  $\lambda_b$  on the structural behavior**

Графики зависимости коэффициента использования несущей способности  $\Theta$  и относительной жесткости  $\delta$  приведены на рис. 10. С ростом коэффициента  $\lambda_b$  в диапазоне 0,10...0,51, коэффициент  $\Theta$  убывает от значения 2,00 до 0,75. При этом, наиболее напряженная зона находится на участке B-C верхнего пояса. Дальнейший рост коэффициента  $\lambda_b$  до значения 0,65 приводит к увеличению коэффициента  $\Theta$  до 1,05, а перенапряженная зона переходит на участок A-B. В диапазонах  $\lambda_b \in [0,10...0,29]$  и  $\lambda_b \in [0,63...0,65]$  коэффициент  $\Theta$  превышает пороговое значение 1,0. Также, в диапазоне  $\lambda_b \in [0,10...0,15]$  деформативность конструкции превышает предельно допустимую (относительная жесткость меньше  $\delta_{lim}$ ). Дальнейшее увеличение коэффициента  $\lambda_b$  до значения 0,25 приводит к росту относительной жесткости и соответствующему снижению деформативности. В диапазоне  $\lambda_b \in [0,25...0,65]$  имеет место рост деформативности от предварительного напряжения конструкции.

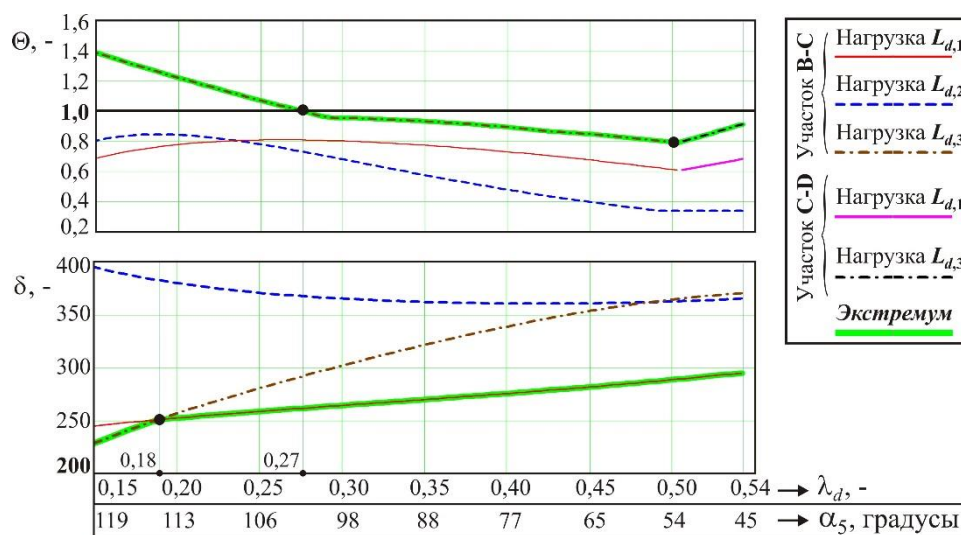
Для выявления влияния на работу конструкции угла  $\alpha_5$  введен дополнительный параметр  $\lambda_d$ , являющийся отношением длин участков верхнего пояса C-D и B-D:

$$\lambda_d = \frac{k_c^b + k_d}{0,5 - (k_a^b + k_b^b)}, \tag{31}$$

где  $k_a^b$ ,  $k_b^b$  и  $k_c^b$  – фиксированные параметры базовой модели (25);

$k_d$  – параметр, найденный по (20) при вариации угла  $\alpha_5$  в пределах эффективного диапазона (табл. 1) и фиксированных  $\alpha_1^b$ ,  $\alpha_4^b$  и  $k_c^b$ .

Зависимость коэффициента использования несущей способности  $\Theta$  от параметра  $\lambda_d$  аналогична зависимости от параметра  $\lambda_b$  (рис. 11): в диапазоне 0,15...0,50 имеет место убывание коэффициента  $\Theta$  до минимального значения 0,8. Коэффициент  $\Theta$  превышает пороговое значение 1,0 при  $\lambda_d \in [0,15...0,27]$ . Деформативность конструкции на всем исследуемом интервале  $\lambda_d$  не превышает допустимую, а относительная жесткость  $\delta$  монотонно возрастает.



**Рис. 11. Влияние угла  $\alpha_5$  и коэффициента  $\lambda_d$  на работу конструкции**

**Fig. 11. Influence of angle  $\alpha_5$  and ratio  $\lambda_d$  on the structural behavior**

### Обсуждение результатов

Выявлено влияние основных геометрических параметров на работу строительной конструкции покрытия шпренгельного типа в условиях предварительного напряжения (нагрузка  $L_{d,1}$ ), а также, при воздействии внешней симметричной и несимметричной нагрузок: загрузке всего пролета  $L_{d,2}$  и нагрузка на половине пролета  $L_{d,3}$ , соответственно.

Полученные графические зависимости позволяют сделать вывод о том, что загрузка полупролета оказывает наиболее негативное влияние на исследуемую конструкцию, вызывая максимальные напряжения в верхнем поясе и избыточные деформации. При увеличении размера пролета конструкции в условиях действия несимметричной нагрузки, имеет место экспоненциальный рост коэффициента использования несущей способности  $\Theta$  (рис. 4), что налагает ограничение на величину пролета исследуемой конструкции  $L_{lim} = 24,0$  м. Вместе с тем, при симметричной внешней нагрузке равной интенсивности, допустимым является пролет  $L_{lim}^* = 36,0$  м. Для минимизации негативного влияния несимметричных нагрузок рекомендуется установка дополнительных связей и переход к пространственной структуре ребра конструкции (работа авторов [16] и патент на полезную модель 160422).

Рост относительной высоты нижнего яруса,  $k_{h,b}$ , целесообразен до значения  $1/13$ . Дальнейшее увеличение высоты нижнего яруса способствует незначительному снижению деформативности конструкции.

Оптимальное значение угла наклона к горизонтали диагонального несущего троса,  $\alpha_2$ , при котором реализуется минимальное значение коэффициента  $\Theta$ , составляет  $23^0$ , в то время как, оптимальные значения дополнительных параметров  $\lambda_b$  и  $\lambda_d$  (30, 31), определяющих соотношение длин участков верхнего пояса, близко к 0,5.

Угол наклона к горизонтали ребра верхнего пояса  $\alpha_1$  и соединительного элемента верхнего яруса  $\alpha_4$ , а также, относительный горизонтальный размер  $k_c$ , оказывают незначительное влияние на работу исследуемой конструкции.

### Заключение

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

1. Рассмотрена комбинированная конструкция шпренгельного типа, имеющая преимущества для целей перекрытия зданий промышленного и гражданского назначения.

2. Разработанный алгоритм определения линейных и угловых размеров из допустимых интервалов реализован при помощи программного комплекса инженерных расчетов MathCad и применен для численного исследования работы конструкции под нагрузкой.

3. Полученные графические зависимости индикаторов несущей способности и деформативности комбинированной конструкции позволяют выявить влияние основных геометрических параметров на работу конструкции, а также, предложить рекомендации для назначения их числовых значений.

4. Пролет исследуемой конструкции рекомендуется ограничить величиной  $L_{lim} = 24,0$  м вследствие возникающих перенапряжений балки верхнего пояса от загрузки полупролета. Предлагается применение конструктивных мероприятий для уменьшения негативного влияния несимметричных нагрузок с увеличением допустимого пролета до  $L_{lim}^* = 36,0$  м.

5. Рекомендуемые значения относительной высоты нижнего яруса,  $k_{h,b}$ , и угла наклона к горизонтали диагонального несущего троса,  $\alpha_2$ , составляют 1/13 и  $23^\circ$ , соответственно.

6. Верхний пояс следует разбить на участки (A-B, B-C и C-D), имеющие равные длины.

7. Угол наклона к горизонтали ребра верхнего пояса  $\alpha_1$  и соединительного элемента верхнего яруса  $\alpha_4$ , а также, относительный горизонтальный размер  $k_c$ , допускается принимать из архитектурных и конструктивных соображений, при условии выполнения рекомендаций п. 6.

#### ВКЛАД АВТОРОВ | CONTRIBUTION OF THE AUTHORS

Все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации. Все авторы прочитали и одобрили окончательный вариант рукописи.

The authors contributed equally to this article. All the authors reviewed the results and approved the final version of the manuscript.

#### КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ | CONFLICT OF INTERESTS

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

The authors declare no conflict of interest.

#### СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Yan X., Yang Y., Chen Z., Ma Q. Mechanical properties of a hybrid cable dome under non-uniform snow distribution // *Journal of Constructional Steel Research*. 2019. Vol. 153. P. 519–532. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.10.022>
2. Ding M., Shen Y., Wei Y., Luo B., Wang L., Zhang N. Preliminary design and experimental study of a steel-batten ribbed cable dome // *Symmetry*. 2021. Vol. 13. № 11. Article 2136. <https://doi.org/10.3390/sym13112136>
3. Xue S., Wang Z., Li X., Liu R., Lu Z., Jing H., Fan Q., Liu T., Dezhkam M. Model test study on static performance of rib-patterned small rise-span ratio suspend-dome structure // *Structures*. 2022. Vol. 43. P. 1615–1628. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.07.070>
4. Zhang A., Shanguan G., Zhang Y., Zou M., Wang J. Experimental study on static performance of fully assembled ridge-tube threading cable with annular-struts cable dome // *Engineering Structures*. 2023. Vol. 288. Article 116194. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116194>
5. Zhang Z., Dong S., Fu X. Structural design of Lotus Arena: a large-span suspen-dome roof // *International Journal of Space Structures*. 2009. Vol. 24. № 3. P. 129–142. <https://doi.org/10.1260/026635109789867634>
6. Liew J.Y.R., Punniyakotty N.M., Shanmugam N.E. Limit-state analysis and design of cable-tensioned structures // *International Journal of Space Structures*. 2001. Vol. 16. № 2. P. 95–110. <https://doi.org/10.1260/0266351011495205>
7. Киселев Д.Б. Комбинированные арочные системы. Экспериментальное исследование модели // *Строительная механика и расчет сооружений*. 2006. № 2. С. 46–52. URL: <https://stroy-mex.narod.ru/index/2006/0-212> (дата обращения: 29.04.2024).



8. Ибрагимов А.М., Гнедина Л.Ю., Долгушева В.В. Проблемы применения и проектирования арочных комбинированных систем // Вестник Поволжского государственного технологического университета. Серия: Материалы. Конструкции. Технологии. 2021. № 2. С. 25–35. URL: <https://journals.volgatech.net/mkt/article/view/752> (дата обращения: 29.04.2024)
9. Еремеев П.Г., Киселев Д.Б. Современные арочно-вантовые комбинированные конструкции // Монтажные и специальные работы в строительстве. 2005. № 9. С. 11–16.
10. Sabitov L., Klyuev S., Undalov A., Mailyan L., Klyuev A., Fediuk R., Kashapov N., Akhtyamova L., Khezhev T., Zagidullin R. Comparison of the results of numerical and experimental studies of the design of a radial-beam dome with triangular membrane core-shells // Structures. 2023. Vol. 48. P. 1118–1127. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2023.01.037>
11. Ундалов А.М., Ключев С.В., Сабитов Л.С., Ключев А.В. Экспериментальное исследование напряженно-деформированного состояния радиально-балочных куполов // Инженерный вестник Дона. 2022. № 12 (96). С. 521–530. URL: <http://www.ivdon.ru/ru/magazine/archive/n12y2022/8067> (дата обращения: 29.04.2024)
12. Guo J., Zhao Y., Mangalathu S., Liu G., Zhou G., Chen W. Control equation of feasible pre-stresses and feasibility of new types of rotating surface cable domes // Engineering Structures. 2021. Vol. 246. Article 113000. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.113000>
13. Xue Y., Luo Y., Wang Y., Xu X., Wan H.P., Shen Y., Fu W. A new configuration of Geiger-type cable domes with sliding ridge cables: Computational framework and structural feasibility investigation // Engineering Structures. 2023. Vol. 286. Article 116028. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116028>
14. He Y., Guo J., Zhao Y., Zhu M., Jiang Z. Prestress analysis and geometry optimization for conical cable domes with zero Gaussian curvature // Thin-Walled Structures. 2024. Vol. 196. Article 111555. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2023.111555>
15. Krishnan S. Structural design and behavior of prestressed cable domes // Engineering Structures. 2020. Vol. 209. Article 110294. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110294>
16. Chesnokov A.V., Mikhailov V.V., Dolmatov I.V. Development of the hybrid dome and research of its behavior under load // Structural Membranes. VII international conference on textile composites and inflatable structures: Proceedings of Conference, Barcelona, Spain. October, 2015. P. 469–476. URL: <https://upcommons.upc.edu/handle/2117/109381> (дата обращения: 29.04.2024).

## REFERENCES

1. Yan X., Yang Y., Chen Z., Ma Q. Mechanical properties of a hybrid cable dome under non-uniform snow distribution. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, vol. 153, pp. 519–532. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.10.022>
2. Ding M., Shen Y., Wei Y., Luo B., Wang L., Zhang N. Preliminary design and experimental study of a steel-batten ribbed cable dome. *Symmetry*, 2021, vol. 13, no. 11, article 2136. <https://doi.org/10.3390/sym13112136>
3. Xue S., Wang Z., Li X., Liu R., Lu Z., Jing H., Fan Q., Liu T., Dezhkam M. Model test study on static performance of rib-patterned small rise-span ratio suspend-dome structure. *Structures*, 2022, vol. 43, pp. 1615–1628. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.07.070>
4. Zhang A., Shangguan G., Zhang Y., Zou M., Wang J. Experimental study on static performance of fully assembled ridge-tube threading cable with annular-struts cable dome. *Engineering Structures*, 2023, vol. 288, article 116194. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116194>
5. Zhang Z., Dong S., Fu X. Structural design of Lotus Arena: a large-span suspen-dome roof. *International Journal of Space Structures*, 2009, vol. 24, no. 3, pp. 129–142. <https://doi.org/10.1260/026635109789867634>
6. Liew J.Y.R., Punniyakotty N.M., Shanmugam N.E. Limit-state analysis and design of cable-tensioned structures. *International Journal of Space Structures*, 2001, vol. 16, no. 2, pp. 95–110. <https://doi.org/10.1260/0266351011495205>
7. Kiselev D.B. Combined arch systems. Experimental study of the model. *Structural Mechanics and Analysis of Constructions*, 2006, no. 2, pp. 46–52. (In Russ.). URL: <https://stroy-mex.narod.ru/index/2006/0-212> (accessed: April 29, 2024)
8. Ibragimov A.M., Gnedina L.Yu., Dolgusheva V.V. Problems of application and design of arched combined systems. *Vestnik of Volga State University of Technology. Series Materials. Constructions*.

- Technologies*, 2021, no. 2, pp. 25–35. (In Russ.). URL: <https://journals.volgatech.net/mkt/article/view/752> (accessed: April 29, 2024)
9. Ereemeev P.G., Kiselev D.B. Modern arched-cable combined structures. *Installation and special works in construction*, 2005, no. 9, pp. 11–16. (In Russ.).
  10. Sabitov L., Klyuev S., Undalov A., Mailyan L., Klyuev A., Fediuk R., Kashapov N., Akhtyamova L., Khezhev T., Zagidullin R. Comparison of the results of numerical and experimental studies of the design of a radial-beam dome with triangular membrane core-shells. *Structures*, 2023, vol. 48, pp. 1118–1127. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2023.01.037>
  11. Undalov A.M., Klyuev S.V., Sabitov L.S., Klyuev A.V. Experimental study of the stress-strain state of radial beam domes. *Engineering Journal of Don*, 2022, no. 12 (96), pp. 521–530. (In Russ.). URL: <http://www.ivdon.ru/ru/magazine/archive/n12y2022/8067> (accessed: April 29, 2024)
  12. Guo J., Zhao Y., Mangalathu S., Liu G., Zhou G., Chen W. Control equation of feasible pre-stresses and feasibility of new types of rotating surface cable domes. *Engineering Structures*, 2021, vol. 246, article 113000. (In Russ.). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.113000>
  13. Xue Y., Luo Y., Wang Y., Xu X., Wan H.P., Shen Y., Fu W. A new configuration of Geiger-type cable domes with sliding ridge cables: Computational framework and structural feasibility investigation. *Engineering Structures*, 2023, vol. 286, article 116028. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116028>
  14. He Y., Guo J., Zhao Y., Zhu M., Jiang Z. Prestress analysis and geometry optimization for conical cable domes with zero Gaussian curvature. *Thin-Walled Structures*, 2024, vol. 196, article 111555. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2023.111555>
  15. Krishnan S. Structural design and behavior of prestressed cable domes. *Engineering Structures*, 2020, vol. 209, article 110294. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110294>
  16. Chesnokov A.V., Mikhailov V.V., Dolmatov I.V. Development of the hybrid dome and research of its behavior under load. *Structural Membranes. VII international conference on textile composites and inflatable structures: Proceedings of Conference, Barcelona, Spain. October, 2015*, pp. 469–476. URL: <https://upcommons.upc.edu/handle/2117/109381> (accessed: April 29, 2024).

## ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ | INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

**Чесноков Андрей Владимирович** – кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры Строительного производства, Липецкий государственный технический университет (Липецк, Российская Федерация)

✉ [andreychess742@mail.ru](mailto:andreychess742@mail.ru), SPIN: 1609-9249, <https://orcid.org/0000-0003-3687-0510>

**Andrei V. Chesnokov**, Candidate of Engineering Sciences, Docent, Associate Professor of the Chair «Building Production», Lipetsk State Technical University (Lipetsk, Russian Federation)

**Михайлов Виталий Витальевич** – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой Строительного производства, Липецкий государственный технический университет (Липецк, Российская Федерация)

✉ [mmvv46@rambler.ru](mailto:mmvv46@rambler.ru), SPIN: 9291-8589, <https://orcid.org/0000-0001-8274-9346>

**Vitalii V. Mikhailov**, Doctor of Engineering Sciences, Professor, Head of the Chair «Building Production», Lipetsk State Technical University (Lipetsk, Russian Federation)

**Долматов Иван Викторович** – старший преподаватель кафедры строительного производства, Липецкий государственный технический университет (Липецк, Российская Федерация)

✉ [dolmivv@yandex.ru](mailto:dolmivv@yandex.ru), <https://orcid.org/0000-0002-7066-3366>

**Ivan V. Dolmatov**, Senior Lecturer, Chair «Building Production», Lipetsk State Technical University (Lipetsk, Russian Federation)

Статья поступила в редакцию / Received: 01.05.2024.

Доработана после рецензирования / Revised: 16.09.2024.

Принята к публикации / Accepted: 20.09.2024.