

## О ПОСТРОЕНИИ ДИАГРАММ ОГРАНИЧЕНИЙ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПРОЕКТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЖЁСТКОСТИ И ПРОЧНОСТИ ФЕРМЕННОГО ЗАПОЛНИТЕЛЯ

© 2018

**В. Г. Гайнутдинов** доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой конструкции и проектирования летательных аппаратов; Казанский национальный исследовательский технический университет им. А. Н. Туполева; [gainut@mail.ru](mailto:gainut@mail.ru)

**Т. Ю. Гайнутдинова** кандидат технических наук, доцент; Казанский федеральный университет, г. Казань; [tgainut@mail.ru](mailto:tgainut@mail.ru)

**И. Н. Абдуллин** кандидат технических наук, доцент кафедры конструкции и проектирования летательных аппаратов; Казанский национальный исследовательский технический университет им. А. Н. Туполева; [ilfir528@mail.ru](mailto:ilfir528@mail.ru)

Трёхслойная панель с ферменным наполнителем – перспективный силовой элемент лёгких жёстких конструкций, при использовании которого в несущих конструкциях необходимо знать его механические и прочностные характеристики, зависящие от структуры и свойств типовой ячейки наполнителя. В настоящее время имеющихся результатов недостаточно для оценки прочности в связи со сложностью учёта всех особенностей нагружения наполнителя стержневой структуры в виде повторяющихся пирамидальных и тетраэдральных элементарных ячеек, наиболее распространённых при создании лёгких ферменных наполнителей. При исследовании прочностных свойств элементарной ячейки полагают, что разрушение ферменной структуры может наступить при превышении напряжения текучести в материале стержней или потери их устойчивости. Схема разрушения ферменной структуры в ячейке будет зависеть от комбинации значений эквивалентных напряжений, отнесённых к элементарной ячейке. Критическое напряжение потери устойчивости стержней обычно меньше напряжения текучести. Поэтому при построении пространственных диаграмм ограничений эквивалентных напряжений можно наблюдать достаточно сложную картину изменения предельных значений в зависимости от азимутального угла в плоскости основания ячейки. Для исследования таких диаграмм проще всего ввести параметр, определяемый отношением критического напряжения потери устойчивости к величине напряжения текучести материала стержня. Тогда построенные диаграммы ограничений не будут зависеть от конкретных критических абсолютных значений напряжений, а только от их отношения, и характер диаграмм не будет зависеть от плотности наполнителя. Проектные параметры наполнителя определяются на основе построения других диаграмм для заданных (потребных) значений обобщённой жёсткости на сжатие, поперечный сдвиг, обобщённых критических напряжений на сжатие и поперечный сдвиг элементарной ячейки трёхслойной конструкции, которые зависят от относительной плотности ферменного наполнителя. Совокупность этих двух диаграмм ограничений даёт более полное представление о степени оптимальности проектных параметров ферменного наполнителя.

*Трёхслойные конструкции; ферменный наполнитель; диаграммы ограничений; относительная плотность наполнителя; зависимость прочности наполнителя типовой ячейки от азимутального угла.*

---

**Цитирование:** Гайнутдинов В.Г., Гайнутдинова Т.Ю., Абдуллин И.Н. О построении диаграмм ограничений при определении проектных параметров жёсткости и прочности ферменного наполнителя // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2018. Т. 17, № 4. С. 27-36.  
DOI: 10.18287/2541-7533-2018-17-4-27-36

### Введение

Трёхслойные конструкции с заполнителем в виде повторяющихся ферменных структур находят всё более широкое применение при создании несущих элементов планера летательного аппарата. Ферменный заполнитель обладает уникальными свойствами, обеспечивающими прочность конструкции при малой относительной плотности [1–6]. Относительная плотность конструкционного материала является важной характеристикой эффективности лёгких и прочных конструкций [7].

В исследованиях ферменных структур рассматривают чаще всего свойства тетраидальной и пирамидальной ферм [8], показанных на рис. 1.

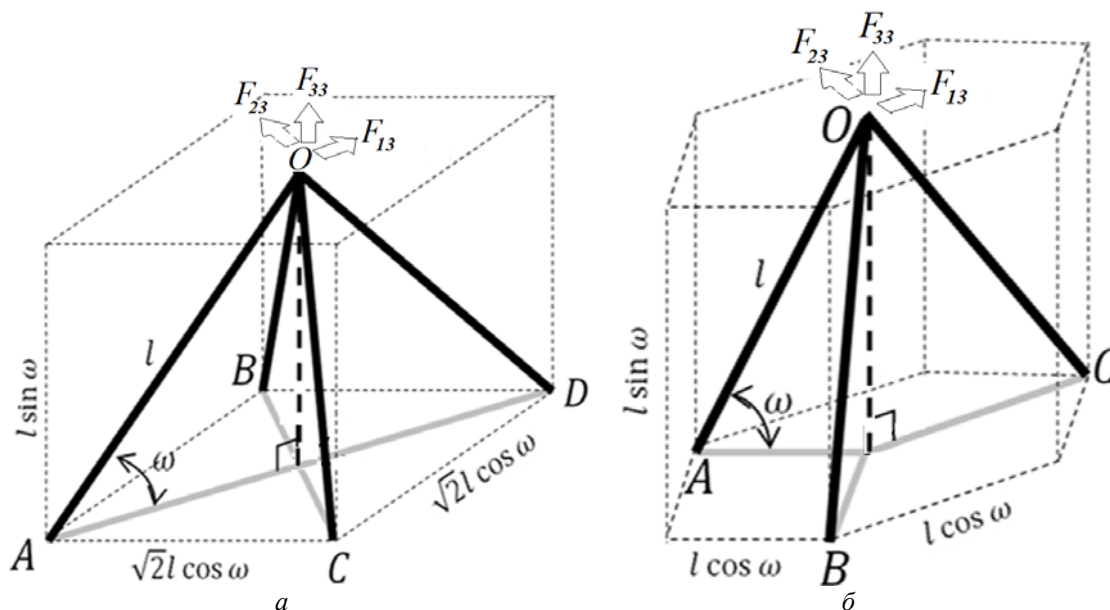


Рис. 1. Повторяющаяся ферменная структура, заключённая в элементарной ячейке: а – пирамидальная структура; б – тетраидальная структура

Площадь основания и объём элементарной ячейки, в которой находится ферменная структура, определяются длиной  $l$  и углом наклона  $\omega$  стержня. Объём стержневой структуры ячейки определяется длиной  $l$  и площадью поперечного сечения  $A_s$  стержня. Высота элементарной ячейки (толщина заполнителя)  $h = l \sin \omega$ , площадь основания элементарной ячейки для пирамидальной фермы

$$A_{cell} = (\sqrt{2}l \cos \omega)^2 = 2l^2 \cos^2,$$

для тетраидальной

$$A_{cell} = \frac{3\sqrt{3}}{2}(l \cos \omega).$$

Величина относительной плотности  $\bar{\rho}$  стержневого заполнителя определяется отношением объёма материала стержневой структуры к объёму элементарной ячейки:

$$\bar{\rho} = \left( \frac{A_s}{l^2} \right) \frac{2}{\cos^2 \omega \sin \omega} \text{ – для пирамидальной,}$$

$$\bar{\rho} = \left( \frac{A_s}{l^2} \right) \frac{2}{\sqrt{3} \cos^2 \omega \sin \omega} \text{ – для тетраидальной фермы.}$$

Эти соотношения, преобразованные к виду

$$\left( \frac{A_s}{l^2} \right) = \bar{\rho} \frac{1}{2} \cos^2 \omega \sin \omega; \quad \left( \frac{A_s}{l^2} \right) = \bar{\rho} \frac{\sqrt{3}}{2} \cos^2 \omega \sin \omega, \quad (1)$$

определяют зону ограничений для значений относительной плотности заполнителя  $\bar{\rho}$  и заданных проектных значений жёсткости и прочности заполнителя.

### Определение проектных параметров ферменного заполнителя

Заполнитель трёхслойной конструкции определяет её жёсткость и прочность на сжатие и поперечный сдвиг. Соотношения для эквивалентной жёсткости на сжатие  $E_{33} = E_s \bar{\rho} \sin^4 \omega$  и поперечный сдвиг  $G_{13} = \frac{E_s}{8} \sin^2(2\omega) \bar{\rho}$  могут быть получены по значениям эквивалентных напряжений:

$$\sigma_{13} = F_{13} / A_{cell}, \quad \sigma_{23} = F_{23} / A_{cell}, \quad \sigma_{33} = F_{33} / A_{cell} \quad (2)$$

и эквивалентных деформаций  $\varepsilon_{13}, \varepsilon_{23}, \varepsilon_{33}$  для элементарной ячейки, которые определяются расчётом перемещений узла фермы  $O$  при действии сил  $F_{13}, F_{23}, F_{33}$ , как показано на рис. 1.

Приведём пример проектировочного расчёта жесткостных проектных параметров заполнителя с использованием соотношений (1). Проектные значения обобщённых характеристик жёсткости стержневого заполнителя из алюминиевого сплава с модулем упругости  $E_s = 70$  ГПа можно задать исходя из известных или предполагаемых (потребных) проектных значений, например,  $E = 145$  МПа,  $G = 110$  МПа и  $\rho = 0,0138$ . Необходимые формулы для расчёта ограничений сведены в таблицу.

Таблица. Расчётные формулы

Тетраидальная ферма	Пирамидальная ферма
$\left( \frac{A_s}{l^2} \right)_1 = \bar{\rho} \frac{\sqrt{3}}{2} \cos^2 \omega \sin \omega$	$\left( \frac{A_s}{l^2} \right)_1 = \bar{\rho} \frac{1}{2} \cos^2 \omega \sin \omega$
$\left( \frac{A_s}{l^2} \right)_2 = \frac{E \sqrt{3} \cos^2 \omega}{E_s 2 \sin^3 \omega}$	$\left( \frac{A_s}{l^2} \right)_2 = \frac{E 1 \cos^2 \omega}{E_s 2 \sin^3 \omega}$
$\left( \frac{A_s}{l^2} \right)_3 = \frac{G \sqrt{3}}{E_s} \frac{1}{\sin \omega}$	$\left( \frac{A_s}{l^2} \right)_3 = \frac{G 1}{E_s \sin \omega}$

На рис. 2, а приведены табличные зависимости  $f_i(\omega) = A_s/l^2$  для тетраидальной фермы и на рис. 2, б – аналогичные зависимости для пирамидальной фермы. Пунктирные линии относятся к величине относительной плотности  $\bar{\rho}$ .

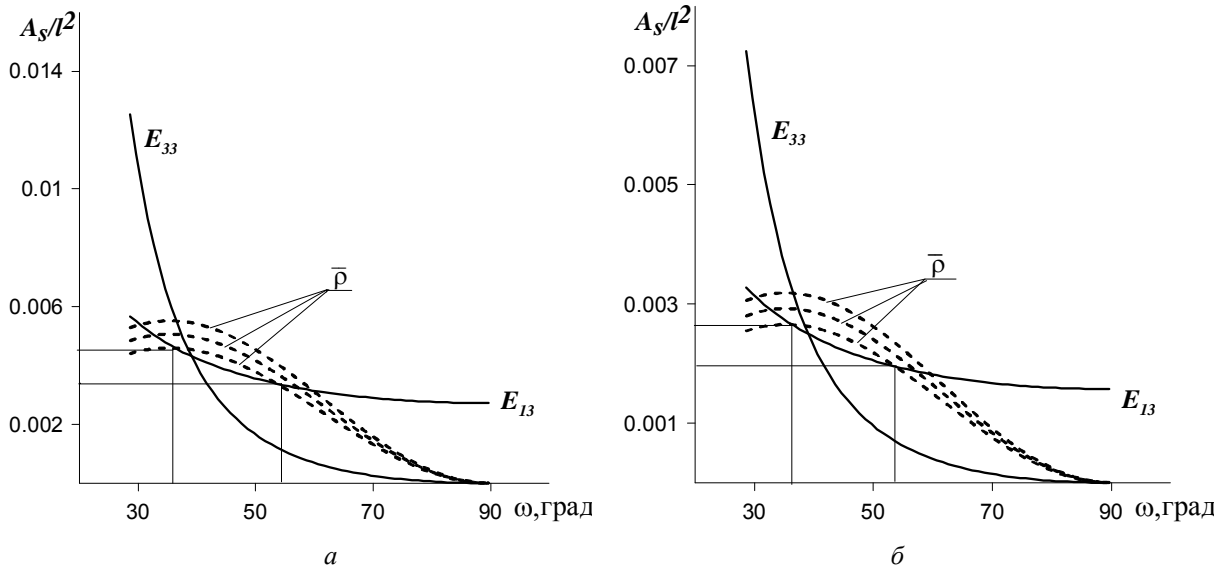


Рис. 2. Ограничения проектных значений жёсткости, прочности и плотности заполнителя: а – для тетраидальной фермы; б – для пирамидальной фермы

Нижние пунктирные кривые ограничивают область возможных проектных параметров заполнителя:  $\bar{\rho} \geq 0,0138$ ;  $36^\circ \leq \omega \leq 54^\circ$  (одинаковы для обеих структур). Отношение площади поперечного сечения к квадрату длины стержня имеет ограничения  $0,045 \geq A_s/l^2 \geq 0,035$  – для тетраидальной и  $0,034 \geq A_s/l^2 \geq 0,024$  – для пирамидальной фермы.

### Построение азимутальных диаграмм ограничений

Прочность ферменной структуры определяют напряжение текучести  $\sigma_{yield}$  или критическое напряжение потери устойчивости её стержней  $\sigma_{cr}$ . Для построения диаграмм ограничений используются зависимости эквивалентных напряжений  $\sigma_{13}, \sigma_{23}, \sigma_{33}$  с напряжениями в стержнях ферм элементарной ячейки  $\sigma_{AO}, \sigma_{BO}, \sigma_{CO}, \sigma_{DO}$  для пирамидальной структуры:

$$\begin{aligned} \bar{\rho}\sigma_{AO} &= \left( \frac{\sigma_{33}}{\sin^2 \omega} + \frac{4\sigma_{13}}{\sin 2\omega} \right), & \bar{\rho}\sigma_{DO} &= \left( \frac{\sigma_{33}}{\sin^2 \omega} - \frac{4\sigma_{13}}{\sin 2\omega} \right) \\ \bar{\rho}\sigma_{BO} &= \left( \frac{\sigma_{33}}{\sin^2 \omega} - \frac{4\sigma_{23}}{\sin 2\omega} \right), & \bar{\rho}\sigma_{CO} &= \left( \frac{\sigma_{33}}{\sin^2 \omega} + \frac{4\sigma_{23}}{\sin 2\omega} \right) \end{aligned} \quad (3)$$

и соотношениями

$$\begin{aligned} \bar{\rho}\sigma_{AO} &= \left( \frac{\sigma_{33}}{\sin^2 \omega} + \frac{4\sigma_{13}}{\sin 2\omega} \right), & \bar{\rho}\sigma_{BO} &= \left( \frac{\sigma_{33}}{\sin^2 \omega} - \frac{2\sigma_{13}}{\sin 2\omega} + \frac{2\sqrt{3}\sigma_{23}}{\sin 2\omega} \right), \\ \bar{\rho}\sigma_{CO} &= \left( \frac{\sigma_{33}}{\sin^2 \omega} - \frac{2\sigma_{13}}{\sin 2\omega} - \frac{2\sqrt{3}\sigma_{23}}{\sin 2\omega} \right) \end{aligned} \quad (4)$$

для тетрайдальной структуры.

Для оценки всех допустимых сочетаний значений  $\sigma_{13}$ ,  $\sigma_{23}$ ,  $\sigma_{33}$  они представляются в сферических координатах следующими соотношениями:

$$\begin{aligned} \sigma_{33} &= \sigma \sin \vartheta, & \sigma_{13} &= \sigma \cos \vartheta \cos \psi, & \sigma_{23} &= \sigma \cos \vartheta \sin \psi, \\ (-\pi/2 \leq \vartheta \leq \pi/2, & & 0 \leq \psi \leq 2\pi), \end{aligned} \quad (5)$$

с помощью которых зависимости (3) и (4) представляются в безразмерной форме.

Возможный характер разрушения ферменной структуры (пластическое деформирование или потеря устойчивости) задаётся отношением  $k = \sigma_{cr} / \sigma_{yield}$  (для  $\kappa = 1$  напряжение текучести и потери устойчивости равны  $\sigma_{cr} = \sigma_{yield}$ ). Диаграммы ограничений представляются в виде зависимостей

$$s_{13} = \sigma_{13} / (\bar{\rho}\sigma_{yield}), \quad s_{23} = \sigma_{23} / (\bar{\rho}\sigma_{yield}), \quad s_{33} = \sigma_{33} / (\bar{\rho}\sigma_{yield}).$$

На рис. 3, а показаны такие диаграммы ограничений пирамидальной и на рисунке 3, б тетрайдальной фермы по азимутальному углу  $\psi$  и для нескольких значений  $s_{33} = \sigma_{33} / (\bar{\rho}\sigma_{yield})$ , определяемых в соответствии с соотношениями (5) углом  $\vartheta$  в диапазоне от 0 до  $3\pi/8$  с шагом  $\pi/8$  и для  $\kappa = 1$ . В трёхмерном изображении эти «эталонные» ограничения при  $\kappa = 1$  представляют собой поверхность октаэдра – для пирамидальной и гексаэдра – для тетрайдальной фермы [9].

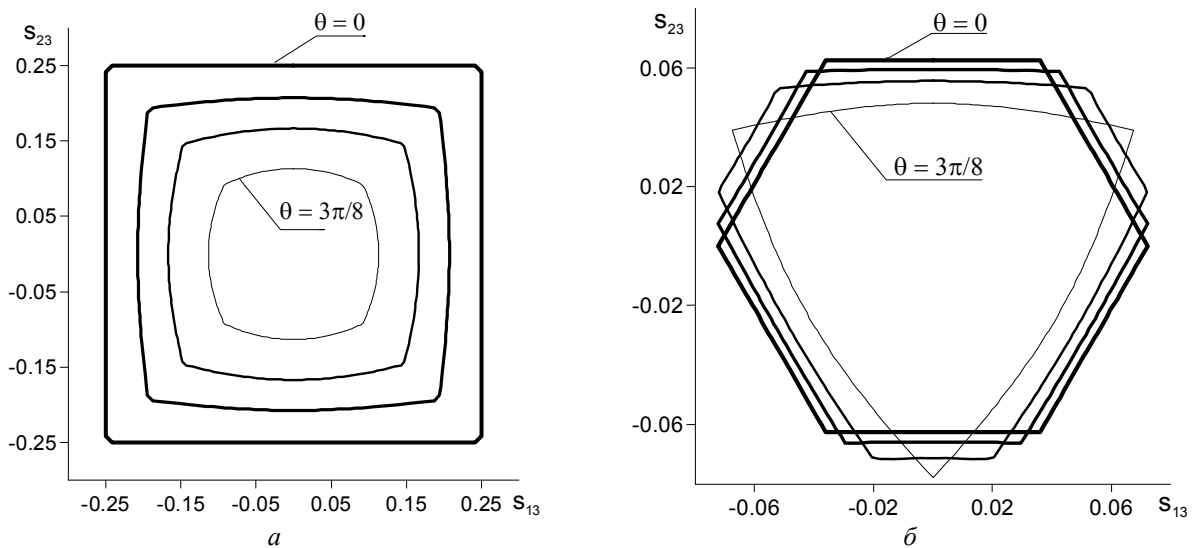


Рис. 3. Ограничения обобщённых напряжений поперечного сдвига при  $\kappa = 1$ : а – для пирамидальной фермы; б – для тетрайдальной фермы

Критическое напряжение потери устойчивости стержней  $\sigma_{cr}$  обычно меньше напряжения текучести  $\sigma_{yield}$ . Поэтому диаграммы ограничений могут быть сложнее представленных на рис. 4, 5, а схема разрушения ферменной структуры в ячейке будет зависеть от комбинации значений эквивалентных напряжений  $\sigma_{13}, \sigma_{23}, \sigma_{33}$ , определяемых соотношениями (2), (5).

На рис. 4 показана диаграмма ограничения для пирамидальной, а на рис. 5 – для тетраэдральной фермы при  $\kappa = 0,7$ .

Сплошной линией представлены ограничения для  $s_{33} \geq 0$ , пунктирной – для  $s_{33} < 0$ . При  $\kappa = 0,7$  характер диаграмм пирамидальной фермы для отрицательных и положительных значений  $s_{33}$  отличается только количественно. Для тетраэдральной фермы на рис. 5, а диаграмма относится к положительным значениям ( $s_{33} \geq 0$ ), на рис. 5, б – к отрицательным ( $s_{33} < 0$ ). Для тетраэдральной фермы при  $\kappa = 0,7$  наблюдается качественное отличие от «эталонной» диаграммы, а также отличие между диаграммами с положительными и отрицательными значениями  $s_{33}$ .

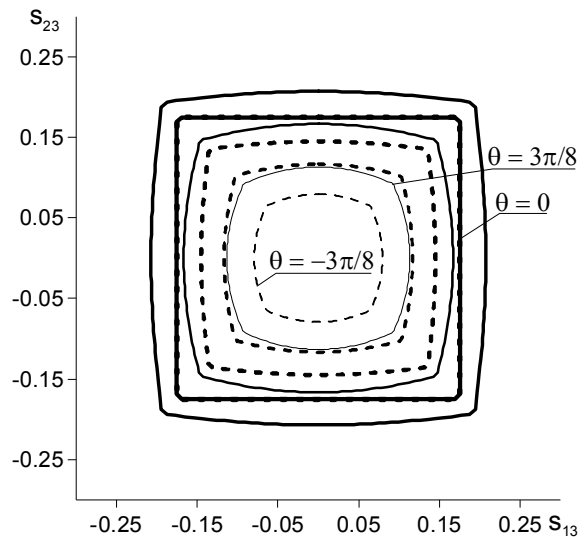


Рис. 4. Ограничения обобщённых напряжений пирамидальной фермы при  $\kappa = 0,7$

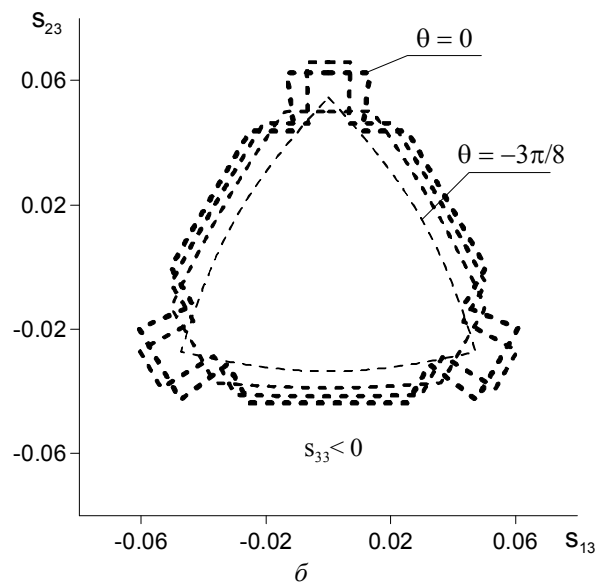
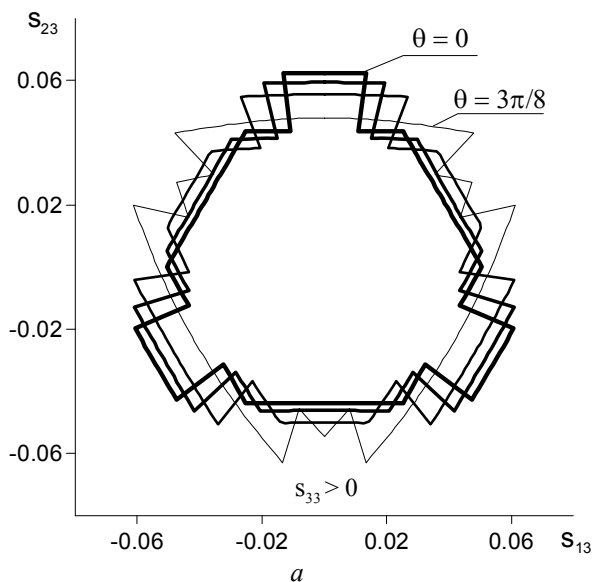


Рис. 5. Ограничения обобщённых напряжений поперечного сдвига тетраэдральной фермы при  $\kappa = 0,7$ :  
а – ограничения для  $s_{33} \geq 0$ ; б – ограничения для  $s_{33} < 0$

На рис. 6, *a* показана аналогичная диаграмма ограничения для тетраэдральной, а на рис. 6, *б* – для пирамидальной фермы при  $\kappa = 1/3$ . Наблюдаются значительные отклонения от «эталонной» диаграммы по азимутальному углу (при положительных значениях –  $s_{33} > 0$ ). Зоны «провалов» определяют значения эквивалентных напряжений  $\sigma_{13}, \sigma_{23}$ , при которых сжимающие напряжения в стержнях достигают критических значений потери устойчивости.

Такая неоднородность диаграммы ограничений по азимуту для пирамидальной фермы отмечается при  $\kappa \leq 1/3$ . Для складчатых конструкций неоднородность жесткостных характеристик в зависимости от направления не такая значительная [10 – 12].

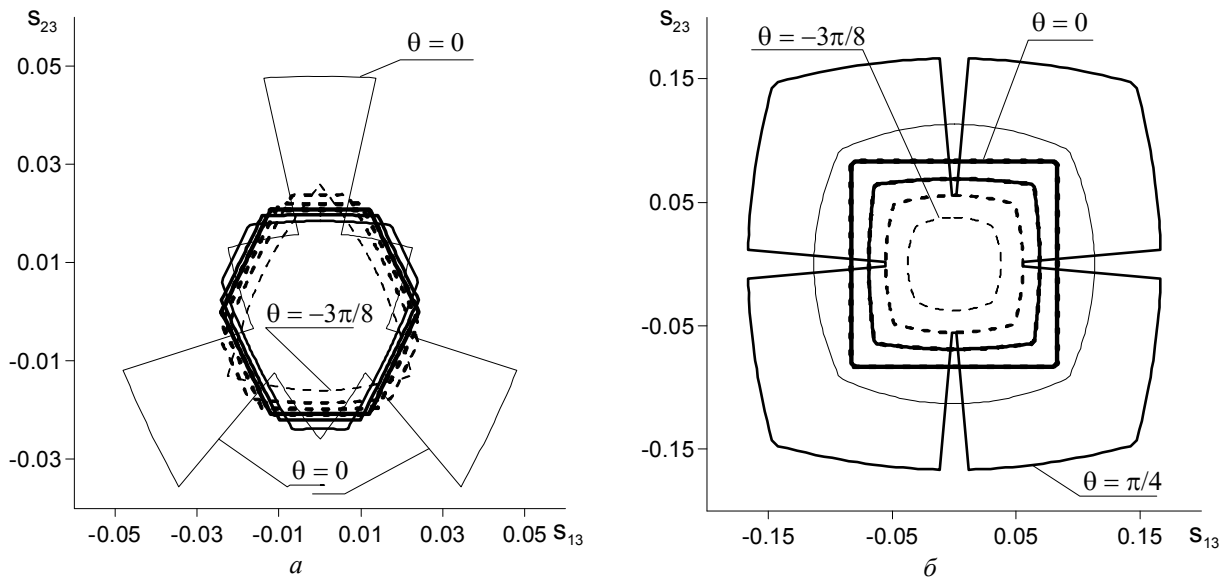


Рис. 6. Ограничения обобщённых напряжений поперечного сдвига тетраэдральной фермы при  $\kappa = 1/3$ :  
*a* – для тетраэдральной фермы; *б* – для пирамидальной фермы

### Заключение

Диаграммы ограничений, построенные на основании соотношений (3) – (5), не зависят от конкретных значений  $\sigma_{yield}$  или  $\sigma_{cr}$  и  $\sigma_{13}, \sigma_{23}, \sigma_{33}$ , но зависят от их отношения, а характер диаграмм не зависит от плотности заполнителя  $\bar{\rho}$ . Фактически они определяются геометрией ферменной структуры, поэтому их удобно использовать при выборе геометрических проектных параметров. Кроме того, они связывают эквивалентные напряжения  $\sigma_{13}, \sigma_{23}, \sigma_{33}$  с предельными значениями напряжений  $\sigma_{yield}$  и  $\sigma_{cr}$  в стержнях фермы. Это позволяет использовать их в численных алгоритмах оптимизационных расчётов трёхслойных конструкций с ферменным заполнителем.

### **Библиографический список**

1. Sypeck D.J., Wadley H.N.G. Cellular metal truss core sandwich structures // *Advanced Engineering Materials*. 2002. V. 4, Iss. 10. P. 759-764.  
DOI: 10.1002/1527-2648(20021014)4:10<759::aid-adem759>3.0.co;2-a
2. Wadley H.N.G. Multifunctional periodic cellular metals // *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 2006. V. 364, Iss. 1838. P. 31-68. DOI: 10.1098/rsta.2005.1697
3. Lu T., Valdevit L., Evans A. Active cooling by metallic sandwich structures with periodic cores // *Progress in Materials Science*. 2005. V. 50, Iss. 7. P. 789-815.  
DOI: 10.1016/j.pmatsci.2005.03.001
4. El-Raheb M. Frequency response of a two-dimensional truss-like periodic panel // *The Journal of the Acoustical Society of America*. 1997. V. 101, Iss. 6. P. 3457-3465.  
DOI: 10.1121/1.418354
5. Franco F., Cunefare K.A., Ruzzene M. Structural-acoustic optimization of sandwich panels // *Journal of Vibration and Acoustics*. 2007. V. 129, Iss. 3. P. 330-340.  
DOI: 10.1115/1.2731410
6. Franco F., De Rosa S., Polito T. Finite element investigations on the vibroacoustic performance of plane plates with random stiffness // *Mechanics of Advanced Materials and Structures*. 2011. V. 18, Iss. 7. P. 484-497. DOI: 10.1080/15376494.2011.604602
7. Komarov V.A., Boldyrev A.V., Kuznetsov A.S., Lapteva M.Yu. Aircraft design using a variable density model // *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*. 2012. V. 84, Iss. 3. P. 162-171. DOI: 10.1108/00022661211222012
8. Deshpande V.S., Fleck N.A. Collapse of truss core sandwich beams in 3-point bending // *International Journal of Solids and Structures*. 2001. V. 38, Iss. 36-37. P. 6275-6305.  
DOI: 10.1016/s0020-7683(01)00103-2
9. Гайнутдинов В.Г., Мусави Сафави С.М., Абдуллин И.Н. Условия разрушения пирамидальных и тетраэдральных ячеек ферменных заполнителей // *Вестник Казанского государственного технического университета им. А.Н. Туполева*. 2015. Т. 71, № 2. С. 11-15.
10. Паймушин В.Н., Закиров И.И., Карпиков Ю.А. Теоретико-экспериментальный метод определения механических характеристик заполнителя складчатой структуры в виде Z-гофра. Теоретические основы и сжатие заполнителя в поперечном направлении // *Известия высших учебных заведений. Авиационная техника*. 2012. № 3. С. 10-17.
11. Паймушин В.Н., Закиров И.М., Карпиков Ю.А. Теоретико-экспериментальный метод определения механических характеристик заполнителя складчатой структуры в виде Z-гофра (сдвиг заполнителя в плоскостях поперечных сечений) // *Известия высших учебных заведений. Авиационная техника*. 2013. № 3. С. 19-26.
12. Двоглазов И.В., Халиулин В.И. Исследование влияния конструктивных параметров z-гофра на прочность при поперечном сжатии и продольном сдвиге // *Известия высших учебных заведений. Авиационная техника*. 2013. № 1. С. 13-17.



## CONSTRUCTION OF LIMITATION DIAGRAMS FOR TRUSS CORE STIFFNESS AND STRENGTH PARAMETERS

© 2018

**V. G. Gainutdinov** Doctor of Science (Engineering), Professor, Head of the Aircraft Design Department;  
Kazan National Research Technical University  
named after A. N. Tupolev, Kazan, Russian Federation;  
[gainut@mail.ru](mailto:gainut@mail.ru)

**T. Yu. Gainutdinova** Candidate of Science (Engineering), Assistant Professor;  
Kazan Federal University, Kazan, Russian Federation;  
[gainut@mail.ru](mailto:gainut@mail.ru)

**I. N. Abdullin** Candidate of Science (Engineering), Assistant Professor of the Aircraft Design Department;  
Kazan National Research Technical University  
named after A. N. Tupolev, Kazan, Russian Federation;  
[ilfir528@mail.ru](mailto:ilfir528@mail.ru)

A truss-core sandwich panel is a promising load-bearing element of lightweight high-stiffness structures. The use of this element in load-bearing structures makes it necessary to know its mechanical and strength characteristics depending on the structure and properties of a typical core cell. Currently, the available results are not sufficient to assess the strength due to the complexity of taking into account all the features of the loading of the core structure in the form of repeated pyramidal and tetrahedral unit cells most common in the production of lightweight truss cores. In the research of the strength properties of a unit cell, it is assumed that the destruction of the truss structure may occur when the yield stress in the material of the core is exceeded or if buckling takes place. The scheme of destruction of the truss structure in the cell will depend on the combination of unit cell equivalent stress values. The critical core buckling stress is usually less than the yield stress. Therefore, when complex diagrams of equivalent stress constraints are constructed, one can observe a rather complex picture of the change in the limit values depending on the azimuthal angle in the plane of the cell base. To analyze limitation diagrams, the easiest way is to introduce a parameter determined by the ratio of the critical buckling stress to the magnitude of the yield stress of the core material. In this case the limitation diagrams will not depend on the specific critical absolute values of stresses, but on their relationship; the nature of the diagrams will not depend on the density of the core. The design parameters of the core are determined on the basis of the construction of other diagrams for the given (required) values of generalized compressive stiffness, transverse shear, generalized critical compressive stresses and transverse shear of a unit cell of the sandwich structure which depend on the relative density of the truss core. The combination of these two constraint diagrams gives a more complete picture of the degree of optimality of the truss core design parameters.

*Sandwich structure; truss core; limitation diagram; relative core density; core strength versus azimuthal angle.*

---

*Citation:* Gainutdinov V.G., Gainutdinova T.Yu., Abdullin I.N. Construction of limitation diagrams for truss core stiffness and strength parameters. *Vestnik of Samara University. Aerospace and Mechanical Engineering*. 2018. V. 17, no. 4. P. 27-36. DOI: 10.18287/2541-7533-2018-17-4-27-36

### References

1. Sypeck D.J., Wadley H.N.G. Cellular metal truss core sandwich structures. *Advanced Engineering Materials*. 2002. V. 4, Iss. 10. P. 759-764.  
DOI: 10.1002/1527-2648(20021014)4:10<759::aid-adem759>3.0.co;2-a
2. Wadley H.N.G. Multifunctional periodic cellular metals. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 2006. V. 364, Iss. 1838. P. 31-68. DOI: 10.1098/rsta.2005.1697

3. Lu T., Valdevit L., Evans A. Active cooling by metallic sandwich structures with periodic cores. *Progress in Materials Science*. 2005. V. 50, Iss. 7. P. 789-815. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2005.03.001
4. El-Raheb M. Frequency response of a two-dimensional truss-like periodic panel. *The Journal of the Acoustical Society of America*. 1997. V. 101, Iss. 6. P. 3457-3465. DOI: 10.1121/1.418354
5. Franco F., Cunefare K.A., Ruzzene M. Structural-acoustic optimization of sandwich panels. *Journal of Vibration and Acoustics*. 2007. V. 129, Iss. 3. P. 330-340. DOI: 10.1115/1.2731410
6. Franco F., De Rosa S., Polito T. Finite element investigations on the vibroacoustic performance of plane plates with random stiffness. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*. 2011. V. 18, Iss. 7. P. 484-497. DOI: 10.1080/15376494.2011.604602
7. Komarov V.A., Boldyrev A.V., Kuznetsov A.S., Lapteva M.Yu. Aircraft design using a variable density model. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*. 2012. V. 84, Iss. 3. P. 162-171. DOI: 10.1108/00022661211222012
8. Deshpande V.S., Fleck N.A. Collapse of truss core sandwich beams in 3-point bending. *International Journal of Solids and Structures*. 2001. V. 38, Iss. 36-37. P. 6275-6305. DOI: 10.1016/s0020-7683(01)00103-2
9. Gainutdinov V.G., Mousavi Safavi S.M., Abdullin I.N. Failure conditions of pyramidal and tetrahedral truss core materials. *Vestnik KGTU im. A.N. Tupoleva*. 2015. No. 2. P. 11-15. (In Russ.)
10. Paimushin V.N., Zakirov I.I., Karpikov Yu.A. Theoretical and experimental technique of determining the mechanical characteristics of folded structure core in the form of Z-crimp. Theoretical foundations and core compression in transverse direction. *Russian Aeronautics*. 2012. V. 55, Iss. 3. P. 233-244. DOI: 10.3103/S1068799812030038
11. Paimushin V.N., Zakirov I.M., Karpikov Yu.A. Theoretical and experimental technique of determining the mechanical characteristics of folded structure filler in the form of Z-crimp (shear of a filler in cross-sectional planes). *Russian Aeronautics*. 2013. V. 56, Iss. 3. P. 234-246. DOI: 10.3103/S1068799813030057
12. Dvoeglazov I.V., Khaliulin V.I. A study of Z-crimp structural parameters impact on strength under transverse compression and longitudinal shear. *Russian Aeronautics*. 2013. V. 56, Iss. 1. P. 15-21. DOI: 10.3103/S1068799813010030