

УДК 539.3

<sup>1</sup>П. П. Гонтаровский, канд. техн. наук,  
<sup>1</sup>Н. В. Сметанкина, д-р техн. наук, <sup>1</sup>Н. Г. Гармаш, канд. техн. наук,  
<sup>1</sup>А. А. Глядя, <sup>2</sup>Д. В. Клименко, канд. техн. наук,  
<sup>2</sup>В. Н. Сиренко, канд. техн. наук

## ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТОПЛИВНОГО БАКА ВАФЕЛЬНОЙ КОНСТРУКЦИИ РАКЕТЫ-НОСИТЕЛЯ

Проведены исследования напряженно-деформированного состояния топливных баков вафельного типа ракет-носителей с целью прогнозирования их несущей способности. Использовалось программное обеспечение, разработанное на основе метода конечных элементов, позволяющее проводить анализ термонапряженного состояния конструкций в трехмерной постановке с учетом пластических деформаций. При построении расчетной модели учитывались конструктивные особенности топливного бака. Установлено, что расчетные значения разрушающих нагрузок определяются диаграммами упругопластического деформирования материала бака.

*Ключевые слова:* топливный бак, напряженно-деформированное состояние, пластические деформации, прочность, разрушающая нагрузка.

**Введение.** Производство современной конкурентноспособной ракетно-космической техники требует постоянного совершенствования конструкций и повышения их надежности. Вместе с тем, важной задачей является уменьшение издержек производства и сроков выпуска новых разработок. Этого можно достичь путем сокращения физических испытаний (особенно разрушающих) проектируемых образцов и замены их расчетными исследованиями [1]. Разработка расчетных методик определения напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов ракетно-космической техники актуальная и важная задача [2, 4].

Одними из наиболее ответственных узлов ракеты-носителя являются топливные баки, исследованию прочности которых посвящены многочисленные публикации [3, 6]. После изготовления баки экспериментально проверяют на прочность. Бак, заполненный водой, в вертикальном положении нагружают испытательным внутренним давлением, несколько превосходящим эксплуатационное. Поскольку баки являются очень дорогостоящими, прогнозирование разрушающего давления производится по результатам испытаний. Для сокращения объема экспериментальных исследований необходима разработка расчетных методик, позволяющих прогнозировать разрушающее давление по резуль-

татам анализа напряженно-деформированного состояния топливных баков с учетом пластических деформаций.

**Основные особенности построения расчетной модели.** В работе рассматривается топливный бак вафельной конструкции ракеты-носителя, общий вид которого представлен на рис. 1.

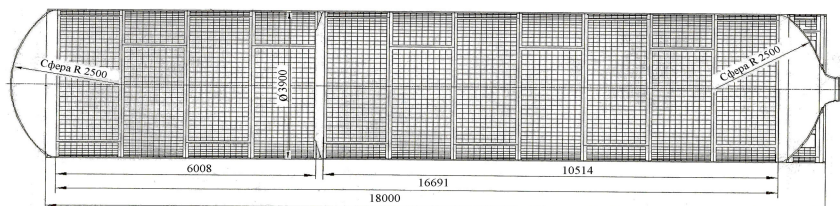


Рис. 1 – Общий вид топливного бака

Расчеты НДС топливного бака в упругопластической постановке под действием внутреннего давления, изменяющегося вдоль оси, проводились с помощью программного комплекса SUB, разработанного в ИП-Маш им. А. Н. Подгорного НАН Украины на основе метода конечных элементов, и позволяющего исследовать термонапряженное состояние конструкций в трехмерной постановке [7 – 9]. Выделены три части бака (верхняя, средняя и нижняя), связанные шпангоутами повышенной жесткости, и поэтому оказывающие незначительное влияние друг на друга. Это позволяет рассматривать их отдельно. При построении расчетных моделей учитывались конструктивные особенности вафельной оболочки топливного бака. В окружном направлении бак рассматривался как идеальная циклически периодическая конструкция, поэтому расчетная схема представляла собой сектор в полпериода с условиями симметрии на меридиональных плоскостях.

Конструкция топливного бака состоит из цилиндрического корпуса, усиленного с внутренней стороны 89 стрингерами и шпангоутами, диаметром 3900 мм с верхним и нижним сферическими днищами. Длина всей конструкции приблизительно 20 м. Верхнее гладкое сферическое днище бака имеет радиус кривизны 2500 мм и толщину 2,8 мм. Нижнее днище, имеющее вафельную цилиндрическую юбку, состоит из сферической оболочки толщиной 3,9 мм и радиусом кривизны 2500 мм. Между цилиндрическим корпусом и днищами расположены распорные шпангоуты специального профиля. Цилиндрический корпус состоит из 11 вафельных обечаек и конического фальш-днища, установленного в средней части в месте опирания бака при транспортировке.

Материал вафельных обечаек бака – алюминиевый сплав АМг6НПП (предел прочности  $\sigma_B=380$  МПа, предел текучести  $\sigma_{02}=280$  МПа, модуль упругости  $E=70$  ГПа); материал днищ бака и шпангоутов – алюминиевый сплав АМг6М (предел прочности  $\sigma_B=320$  МПа, предел текучести  $\sigma_{02}=160$  МПа, модуль упругости  $E=68$  ГПа).

Расчетные исследования НДС рассматриваемой конструкции проводились по данным о физико-механических свойствах алюминиевых сплавов АМг6НПП и АМг6М и соответствующим им диаграммам деформирования (рис. 2), а также по данным [5] (кривая 2).

Бак нагружался внутренним давлением от 0,2 до 0,9 МПа. Учитывалось изменение давления воды по высоте – от 0 МПа вверху бака до 0,2 МПа в нижней его части.

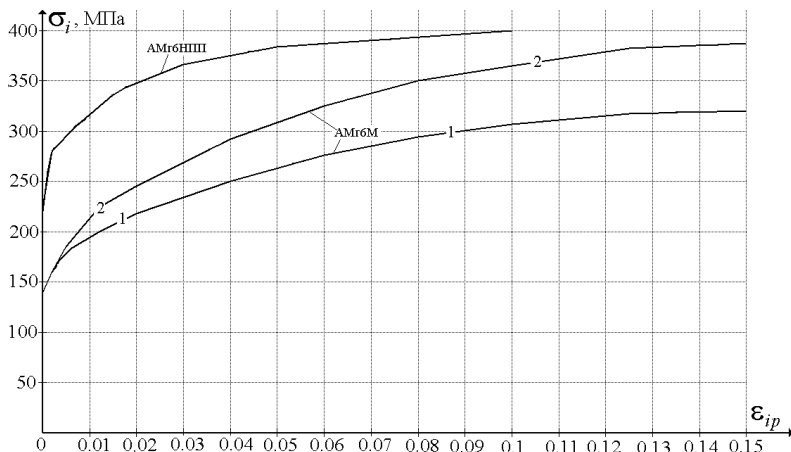


Рис. 2 – Диаграммы деформирования алюминиевых сплавов

Конструкция разбивалась на конечные элементы в виде произвольных шестигранников. Количество конечных элементов и количество узлов при расчетах составляло соответственно: для верхней части – 59436 и 78312, для средней – 79332 и 103406 и для нижней – 78900 и 103700.

**Результаты численных исследований.** Решение упругопластических задач осуществлялось методом шагов по времени с заданным количеством итераций на каждом из них. Время счета при решении задачи для верхней, средней и нижней частей бака составило – 15,7; 16,2 и 17 ч., соответственно.

Проведены исследования НДС верхней, средней и нижней частей бака в упругопластической постановке. В табл. 1 приведены значения максимальных эквивалентных пластических деформаций в верхней части бака для различных значений давления. В качестве эквивалентных пластических деформаций принималась интенсивность деформаций со знаком максимальной компоненты.

Таблица 1 – Максимальные эквивалентные пластические деформации в верхней части бака

P, МПа	0,3	0,4	0,5	0,6	0,62	0,64	0,66	0,68	0,7	0,72
$\epsilon_{ip}$ , %	0,51	1,58	2,79	5,86	6,78	7,81	9,05	10,55	12,60	16,66

На рис. 3 показана расчетная схема верхней части бака, на которой отмечены зоны максимальных эквивалентных пластических деформаций при внутреннем давлении 0,68 МПа.

На рис. 4 приведено распределение изолиний интенсивностей эквивалентных пластических деформаций в обечайке в окружном направлении в сечении А – А  $Z=0,68$  м и ближайшем к нему ребре  $Z=0,75$  м (рис. 3). Величина интенсивности эквивалентных пластических деформаций в обечайке верхней части бака на порядок меньше, чем в днище.

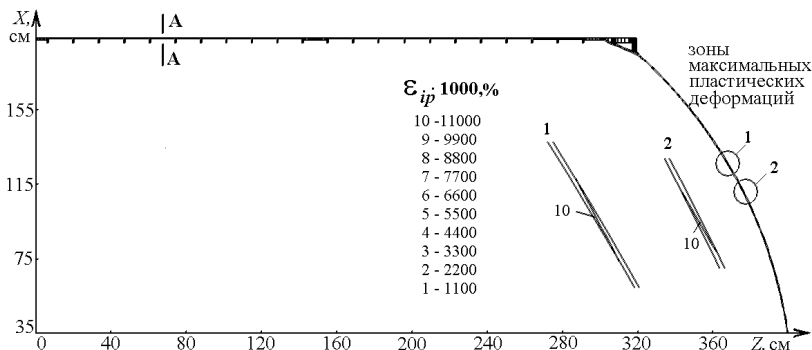


Рис. 3 – Расчетная схема верхней части бака и зоны максимальных эквивалентных пластических деформаций

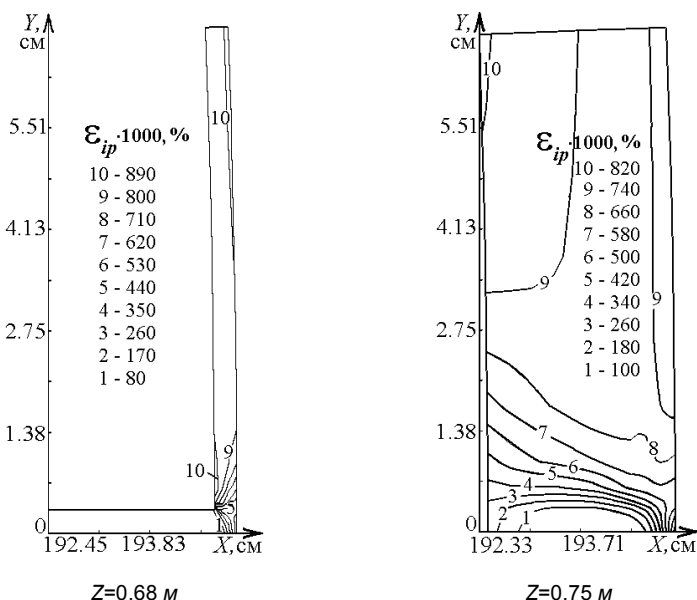


Рис. 4 – Интенсивность эквивалентных пластических деформаций в обечайке верхней части бака

Согласно кривой деформирования (рис. 2) для сплава АМг6М предельным является значение  $\epsilon_{ip} = 11,5\%$ . Такие пластические деформации могут возникнуть в верхней части бака при давлении 0,69 МПа (интерполяция результатов по табл. 1).

Деформированное состояние верхней части бака при давлении 0,68 МПа представлено на рис. 5.

В табл. 2 приведены значения максимальных эквивалентных пластических деформаций для средней части бака. На рис. 6 показана зона максимальных пластических деформаций в этой части. На рис. 7 – распределение изолиний эквивалентных пластических деформаций в поперечном сечении  $Z=3,93$  м и в его наиболее нагруженном фрагменте.

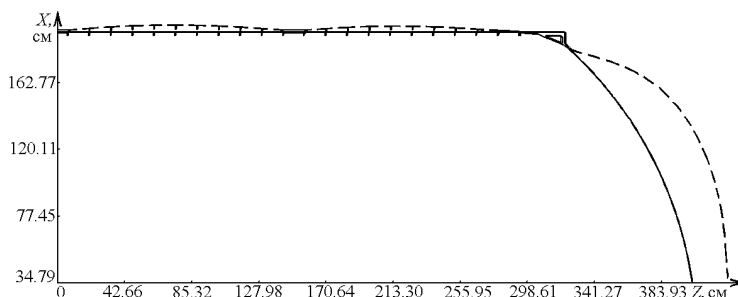


Рис 5 – Деформированное состояние верхней части бака (масштаб перемещений 2:1)

Таблица 2 – Максимальные эквивалентные пластические деформации в средней части бака

$P, \text{ МПа}$	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,75	0,8	0,825	0,85
$\epsilon_{ip}, \%$	0	0,05	0,17	0,60	1,72	2,78	4,48	5,81	8,20

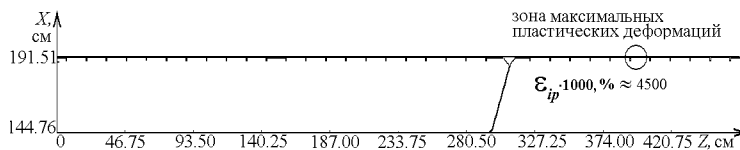


Рис. 6 – Зона максимальных пластических деформаций в средней части бака

Распределение эквивалентных пластических деформаций в меридиональном сечении фальш-днища (рис. 8) показывает, что уровень деформаций в нем на порядок меньше, чем в зоне максимальных значений. На рис. 9 представлено деформированное состояние средней части бака при внутреннем давлении 0,8 МПа.

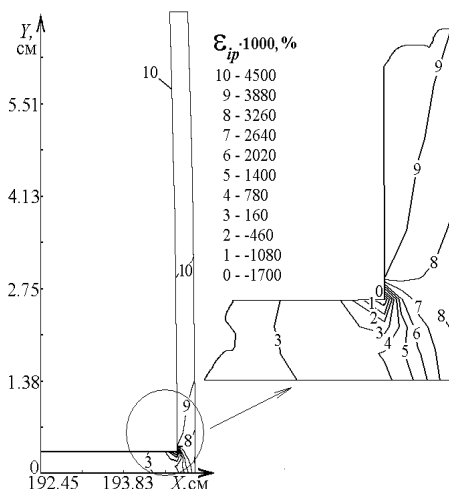


Рис. 7 – Распределение эквивалентных пластических деформаций в сечении  $Z=3,93$  м и его фрагменте при внутреннем давлении  $0,8$  МПа

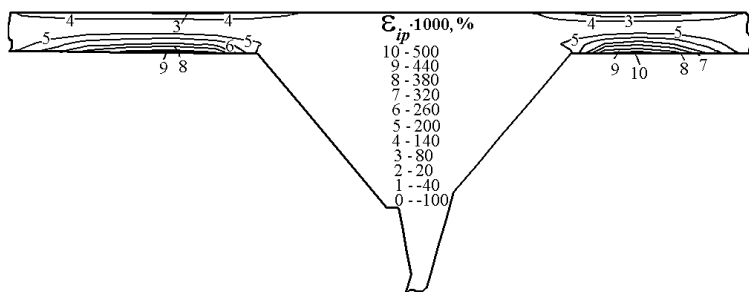


Рис. 8 – Пластические деформации в фальш-дне средней части бака при внутреннем давлении  $0,8$  МПа

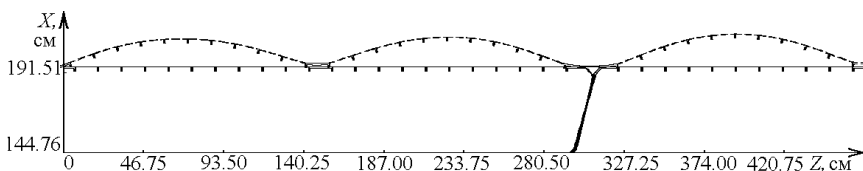


Рис. 9 – Деформированное состояние средней части бака при внутреннем давлении  $0,8$  МПа (масштаб перемещений 2:1)

Максимальные пластические деформации в средней части бака возникают в обечайке из алюминиевого сплава АМг6НПП. По диаграмме деформирования (рис. 2) предельная пластическая деформация

для этого сплава составляет 6,5 %. Такая деформация может возникнуть при давлении 0,82 МПа (интерполяция результатов по табл. 2).

В табл. 3 приведены значения максимальных эквивалентных пластических деформаций для нижней части бака. На рис. 10 показана зона максимальных эквивалентных пластических деформаций в нижней части бака при внутреннем давлении 0,76 МПа, а на рис. 11 – её деформированное состояние.

Таблица 3 – Максимальные эквивалентные пластические деформации в нижней части бака

P, МПа	0,3	0,4	0,5	0,6	0,65	0,7	0,72	0,74	0,76	0,78
$\epsilon_{ip}$ , %	0,98	1,915	3,05	5,41	5,93	7,63	8,49	9,52	10,77	12,45

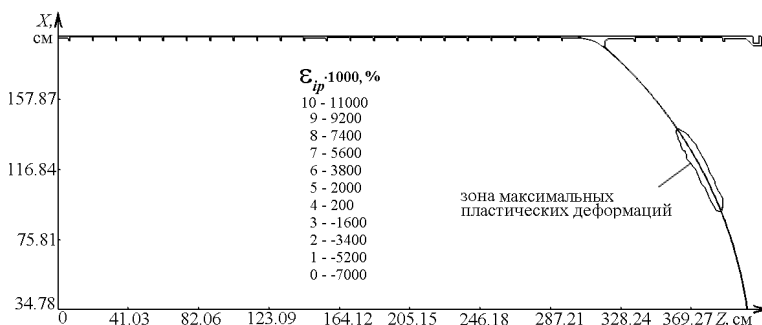


Рис. 10 – Зона максимальных пластических деформаций и их значения в нижней части бака при внутреннем давлении 0,76 МПа

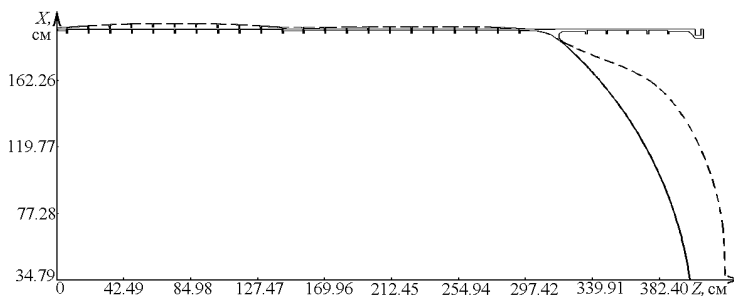


Рис. 11 – Деформированное состояние нижней части бака при внутреннем давлении 0,76 МПа (масштаб перемещений 2:1)

Расчетная разрушающая нагрузка нижней части бака – внутреннее давление величиной 0,77 МПа (интерполяция результатов по табл. 3).

Анализируя результаты расчетов трех частей бака по диаграммам деформирования, можно сказать, что прочность верхнего днища определяет предельную нагрузку для всего топливного бака в целом.

Сопоставление результатов, полученных по разным диаграммам деформирования (рис. 2), проводилось для расчетов НДС фрагментов верхней и нижней частей бака. Фрагмент верхней части включал верх-

нее днище и его распорной шпангоут, фрагмент нижней части – нижнее днище и шпангоут нижнего днища. Отсутствие ребер в рассматриваемых фрагментах позволило проводить исследование НДС в рамках осесимметричной задачи. Это значительно сократило вычислительные затраты и позволило увеличить дискретизацию на конечные элементы по сферическим частям верхнего и нижнего днищ, что, в свою очередь, повысило достоверность полученных результатов. Влияние цилиндрических обечаек на максимальные деформации в днищах незначительно.

В табл. 4 приведены максимальные значения интенсивности деформаций во фрагменте верхней части бака при расчетах по разным диаграммам деформирования.

Таблица 4 – Максимальные эквивалентные пластические деформации во фрагменте верхней части бака для разных диаграмм деформирования,  $\varepsilon_{ip}$ , %

Р, МПа	0,3	0,4	0,5	0,6	0,65	0,7	0,76	0,78	0,8	0,82	0,83
Кривая 1	0,81	2,02	3,08	5,81	8,20	12,54	–	–	–	–	–
Кривая 2 [5]	0,76	1,68	2,54	3,71	4,36	5,62	7,64	8,52	9,70	10,98	11,65

На рис. 12 показана зона максимальных пластических деформаций во фрагменте верхней части бака при внутреннем давлении 0,82 МПа при расчете по диаграмме деформирования 2 [5], а на рис. 13 – его деформированное состояние.

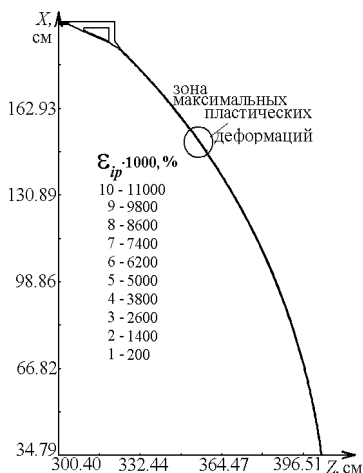


Рис. 12 – Зона максимальных пластических деформаций и их значения во фрагменте верхней части бака при внутреннем давлении 0,82 МПа

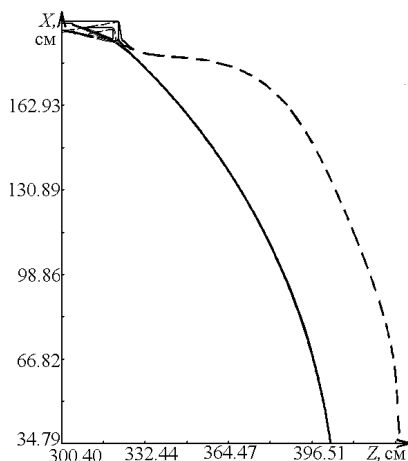


Рис.13 – Деформированное состояние фрагмента верхней части бака при внутреннем давлении 0,82 МПа (масштаб перемещений 2:1)



Из полученных результатов следует, что расчетная прогнозируемая разрушающая нагрузка зависит от используемой диаграммы деформирования. Расчетная разрушающая нагрузка для фрагмента верхней части бака (табл. 4) составляет: по диаграмме 1 – 0,69 МПа; по диаграмме 2 [5] – 0,825 МПа.

**Выводы.** Проведенные исследования показали, что расчетная прогнозируемая разрушающая нагрузка лимитируется прочностью верхнего днища топливного бака и соответствует давлению 0,7 МПа. Цилиндрические обечайки бака, согласно диаграмме деформирования сплава АМг6НПП, будут разрушаться при давлении, несколько превышающем 0,8 МПа. Расчетные значения разрушающих нагрузок во многом определяются диаграммами упругопластического деформирования сплавов. Так как прочностные свойства сплавов имеют значительный разброс и определяются, как правило, нижней огибающей их значений, то не исключено, что некоторые баки могут разрушаться при давлениях, выше расчетных.

В дальнейшем целесообразно провести расчетные исследования учета влияния эксплуатационных и конструктивных факторов на несущую способность топливного бака.

*Представленные результаты частично отражают исследования, выполненные за счет средств бюджетной программы "Поддержка развития приоритетных направлений научных исследований" (КПКВК 6541230).*

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Акимов Д. В., Грищак В. З., Гребенюк С. Н., Гоменюк С. И.** Сравнительный анализ методик расчета напряженно-деформированного состояния элементов конструкции ракетоносителя // *Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні*. 2016. № 2. С. 116–120.
2. **Акимов Д. В., Грищак В. З., Гоменюк С. И., Ларионов И. Ф., Клименко Д. В., Сиренко В. Н.** Конечно-элементный анализ и экспериментальное исследование прочности трехслойной сотовой конструкции переходного отсека космического летательного аппарата // *Проблемы прочности*. 2016. № 3. С. 52–57.
3. **Акимов Д. В., Грищак В. З., Ларионов И. Ф., Гоменюк С. И., Клименко Д. В., Чолпоров С. В., Гребенюк С. Н.** Математическое обеспечение анализа прочности силовых элементов ракетно-космической техники // *Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій: зб. наук. праць*. 2017. Вип. 26. С. 5–21.
4. **Гудрамович В. С.** Моделирование напряженно-деформированного состояния оболочечных конструкций ракетной техники и энергетики // *Техническая механика*. 2013. № 4. С. 97–104.
5. **Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии.** Справочник // *Академия Наук Украинской ССР Институт проблем прочности*. – К.: Наукова думка, 1983. 368 с.
6. **Печников В. П., Захаров Р. В., Тарасова А. В.** Проектирование вафельных оболочек топливных баков ракеты с учетом пластических деформаций // *Инженерный журнал: наука и инновации*. – 2017. Вып. 11.
7. **Шульженко Н. Г., Матюхин Ю. И., Гонтаровский П.П., Гармаш Н. Г.** Анализ формоизменения высокотемпературной части корпуса турбины после длительной эксплуатации // *Проблемы машиностроения*. 2008. Т. 11. № 3. С. 15–23.
8. **Шульженко Н. Г., Матюхин Ю. И., Гонтаровский П.П., Гармаш Н. Г.** Моделирование кинетики трехмерных термомеханических полей в элементах турбомашин // *Вібрації в техніці та технологіях*. 2004. № 6 (38). С. 26–30.

9. *Шульженко Н. Г., Матюхин Ю. И., Гонтаровский П. П., Гармаш Н. Г.* Моделирование нестационарного термонапряженного состояния части корпуса турбины в трехмерной постановке // *Вісник НТУ «ХПІ»: Зб. наук. пр. Динамика і міцність машин.* – Харків: НТУ «ХПІ». 2005. №22. С. 119 –128.

УДК 539.3

<sup>1</sup>*П. П. Гонтаровський, канд. техн. наук,*  
<sup>1</sup>*Н. В. Сметанкіна, д-р техн. наук, <sup>1</sup>Н. Г. Гармаш, канд. техн. наук,*  
<sup>1</sup>*А. О. Глядя, <sup>2</sup>Д. В. Клименко, канд. техн. наук,*  
<sup>2</sup>*В. М. Сіренко, канд. техн. наук*

### **ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПАЛИВНОГО БАКА ВАФЕЛЬНОЇ КОНСТРУКЦІЇ РАКЕТИ-НОСІЯ**

Проведені дослідження напружено-деформованого стану паливних баків вафельного типу ракет-носіїв з метою прогнозування їх несучої здатності. Використовувалося програмне забезпечення, розроблене на основі методу скінченних елементів, що дозволяє проводити аналіз термонапруженого стану конструкцій у тривимірній постановці з урахуванням пластичних деформацій. При побудові розрахункової моделі враховувалися конструктивні особливості паливного бака. Розрахункові значення руйнівних навантажень визначаються діаграмами пружно-пластичного деформування матеріалу бака.

*Ключові слова:* паливний бак, напружено-деформований стан, пластичні деформації, міцність, руйнівне навантаження.

UDK 539.3

<sup>1</sup>*P. P. Gontarovskiy, PhD (Tech.), <sup>1</sup>N. V. Smetankina, Dr. Sci. (Tech.),*  
<sup>1</sup>*N. G. Harmash, PhD (Tech.), <sup>1</sup>A. A. Glyadya, <sup>2</sup>D. V. Klimenko, PhD (Tech.),*  
<sup>2</sup>*V. N. Sirenko, PhD (Tech.)*

### **RESEARCHES OF THE STRESS-STRAINED STATE OF WAFER-TYPE FUEL TANKS OF THE LAUNCH VEHICLE**

Calculations of the stress-strain state of the wafer-type fuel tanks of launch vehicles were carried out in order to predict their carrying capacity. We used software developed on the basis of the finite element method, which allows analyzing the thermally stressed state of structures in a three-dimensional formulation. When constructing the design model, the design features of the fuel tank were taken into account. Studies of the stress-strain state of the tank with regard to plastic deformations were carried out. It is established that the calculated values of destructive loads are in many respects determined by the diagrams of elastoplastic deformation of the tank material. It is expedient to carry out further studies to account for the influence of operational and design factors on the carrying capacity of the fuel tank.

*Key words:* fuel tank, stress-strain state, plastic deformations, strength, destructive load

One of the most critical units of a launch vehicle are fuel tanks, the strength of which is the subject of many publications [3, 6]. After production, tanks are experimentally tested for strength. A tank filled with water in a ver-

tical position is loaded with a test internal pressure slightly exceeding the operating pressure. Since tanks are very expensive, the prediction of destructive pressure is based on test results. To reduce the amount of experimental research, it is necessary to develop calculation methods [1], which allow predicting destructive pressure from the analysis of the stress-strain state of fuel tanks with regard to plastic strains.

In work the wafer fuel tank of a launch vehicle is considered. Calculations of the stress-strain state of a fuel tank in an elastoplastic formulation under internal pressure varying along the axis were carried out using the developed software package based on finite element method and allowing the thermal stressed state of structures to be investigated in a three-dimensional formulation [7–9]. When constructing design models, the design features of the wafer shell of the fuel tank were taken into account. In the circumferential direction, the tank was considered as an ideal cyclically periodic structure. The computational scheme was a half-period sector with symmetry conditions on the meridional planes. Three parts of the tank (upper, middle and lower), connected by frames of increased rigidity and therefore having a slight effect on each other, are allocated. This allows us to consider them separately.

The tank is loaded with an internal pressure of 0.2 to 0.9 *MPa*. The change in water pressure in height is taken into account from 0 *MPa* at the top of the tank to 0.2 *MPa* in its lower part. The structure was divided into finite elements in the form of arbitrary hexagons.

The computational studies of the stress-strain state of the considered structure were carried out according to the data on the physical and mechanical properties of aluminum alloys and the corresponding deformation diagrams.

The solution of elastoplastic problems was carried out by the method of time steps with a given number of iterations on each of them. The computation time for solving the problem for the upper, middle and lower parts of the tank was 15.7, 16.2 and 17 hours, respectively.

Studies have shown that the estimated predicted destructive load is limited by strength of the upper bottom of the fuel tank and corresponds to pressure of 7 *kg/cm<sup>2</sup>*. The cylindrical shell of the tank, according to the AMg6NPP alloy deformation diagram, will break at the pressure slightly higher than 8 *kg/cm<sup>2</sup>*. The calculated values of destructive loads are largely determined by the elastoplastic deformation diagrams of the alloys. Since strength properties of alloys have a significant variation and are determined, as a rule, by the lower envelope of their values, it is possible that some tanks may fail at pressures higher than the design ones.

In the future, it is advisable to carry out calculated studies taking into account the influence of operational and structural factors on the carrying capacity of the fuel tank.

## REFERENCES

1. **Akimov D. V., Gristchak V. Z., Grebenyuk S. M., Gomenyuk S. I.** Comparative analysis of the calculation methods of the stress-strain state of the launch vehicle structural

elements // Innovative Materials and Technologies in Metallurgy and Mechanical Engineering. 2016. No 2. P.116–120. (In Russian).

2. **Akimov D. V., Grishhak V. Z., Gomenyuk S. I., Larionov I. F., Klimenko D. V., Si-renko V. N.** Finite element analysis and experimental research for strength of three layered honeycomb structure of transitional module space flying apparatus // Problems of Strength. 2016. No 3. P. 52–57. (In Russian).

3. **Akimov D. V., Gristchak V. Z., Larionov I. F., Gomenyuk S. I., Klymenko D. V., Choporov S. V., Grebenyuk S. M.** Mathematical method for analysis of strength of space technique // Problems of computational mechanics and strength of structures. 2017. Vol. 26. P.5–21. (In Russian).

4. **Hudramovich V. S.** Modelling for stress-strain states shells structures in rocket-techniques and energetic // Technical Mechanics. 2013. No 4. P. 97–104. (In Russian).

5. Mechanical properties of structural materials in complex stress state. Reference // Academy of Sciences of the Ukrainian SSR Institute of problems of strength. Kiev: Naukova Dumka, 1983. 368 p. (In Russian).

6. **Pechnikov V. P.** Zakharov R. V., Tarasova A. V. Designing honeycomb shells for rocket fuel tanks accounting for plastic deformations // Engineering Journal: Science and Innovation. 2017. Vol. 11 (71). (In Russian).

7. **Shulzhenko N. G., Gontarowsky, P. P., Matyukhin, Yu. I., Garmash N. G.** Analysis of forming of the high-temperature part of the turbine case after long-term operation // Journal of Mechanical Engineering. 2008. Vol. 11. No. 3. P. 15–23. (in Russian).

8. **Shulzhenko N. G., Gontarowsky P. P., Matyukhin Yu. I., Garmash N. G.** Modeling of the kinetics of three-dimensional thermomechanical fields in the elements of turbomachines // Vibration in engineering and technology. 2004. No 6 (38). P. 26–30. (In Russian).

9. **Shulzhenko N. G., Gontarowsky P. P., Matyukhin Yu. I., Garmash N. G.** Modeling of non-stationary thermally stressed state of a part of the turbine housing in a three-dimensional setting // NTU 'KhPI' Bulletin. Series: Dynamics and Strength of Machines. – 2005. No 22. P. 119–128. (In Russian).

*Друкється за рекомендацією програмного комітету VII Міжнародної науково-технічної конференції «Актуальні проблеми прикладної механіки та міцності конструкцій», 23-26 травня 2019 р. м. Запоріжжя.*

<sup>1</sup>Інститут проблем машинобудування  
ім. А. Н. Підгорного НАН України,  
Харків, Україна

<sup>2</sup>Державне підприємство  
«Конструкторське бюро «Південне»  
ім. М. К. Янгеля»,  
Дніпро, Україна

Надійшла до редколегії 23.04.2019