

УДК 621.981.06

Сикульский В. Т.
Тараненко М. Е.
Кашеева В. Ю.
Сикульский С. В.

РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СИММЕТРИЧНОГО ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ МОНОЛИТНЫХ РЕБРИСТЫХ ПАНЕЛЕЙ ДВОЙНОЙ КРИВИЗНЫ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

В самолетостроении наметилась тенденция увеличения габаритных размеров монолитных панелей, в связи с чем стоит задача получения панелей сложных форм при неизменных габаритных размерах изделия. Наибольшую трудность представляет получение панелей двойной кривизны из плоских ребренных заготовок, что связано с отсутствием производственного оборудования для формоизменения панелей больших габаритных размеров. Получение панелей двойной кривизны является непростой задачей, так как требует создания в материале полотна сложного напряженного состояния при минимальном уровне остаточных напряжений. Кроме того, в связи с большими технологическими отклонениями на всех операциях получения заготовок панелей не удается достичь достаточной точности формообразования панелей.

Анализ публикаций, направленных на совершенствование технологического процесса формообразования панелей двойной кривизны, показывает, что для успешного применения на предприятиях такой техпроцесс должен удовлетворять определенным технологическим требованиям [1].

Изготовление панелей двойной кривизны отличается рядом особенностей. В частности, такие панели имеют различную форму и, следовательно, различные моменты инерции поперечных сечений в продольном и поперечном направлениях. Поэтому применение для формообразования таких панелей традиционных методов, например, свободной гибки, в некоторых случаях ограничено или невозможно.

При использовании процессов локального пластического формообразования местной гибкой с посадкой (разводкой) можно получить любое местное напряженно-деформированное состояние заготовки, необходимое для образования панели требуемой формы и размеров. Однако в литературе отсутствуют полные сведения о расчете основных параметров процесса локального формоизменения, в частности, величины местной деформации или энергии разового местного деформирования. В работе [4] описан метод расчета осесимметричной панели двойной кривизны при заданных продольном и поперечном радиусах изгиба, но не описано распределение локальных воздействий для достижения заданной формы.

Целью работы является теоретическое исследование технологического процесса получения ребристых панелей двойной кривизны местной гибкой с посадкой (разводкой), в частности, исследование величины энергии местного разового воздействия в зависимости от получаемой двойной кривизны и геометрических размеров панелей.

Получаемая форма панели зависит от характера распределения этих факторов по участкам панели. В качестве силовых факторов выступают деформации, которые могут быть различными по характеру. Технологические деформации участка панели – это деформации, которые остались бы в участке панели без учета превращения этого участка в пологую оболочку при его отдельном нагружении. Влияние соседних ненагруженных участков панели на процесс деформирования в месте приложения воздействия не будем учитывать.

В пределах упругих деформаций формоизменение первоначального плоского полотна панели можно свести к задаче изгиба пластин [3]. Изгиб ребер жесткости можно рассматривать как изгиб балки, связанной с полотном панели условием неразрывности деформаций в месте присоединения.

При определении параметров формоизменения полотна панели будем учитывать наряду с чисто изгибными деформациями тангенциальные деформации, равномерно распределенные по толщине пластины. Эти деформации появляются во всех случаях, когда срединная поверхность пластины переходит при изгибе в неразвертывающуюся поверхность путем удлинения или укорочения элементов срединного слоя [3].

Приближенные методы решения задачи изгиба пластины большого прогиба, связанные с вариационными уравнениями и с заданием функции прогиба пластины через определяемые параметры, являются наиболее подходящими. Это особенно важно, так как главной задачей процесса формоизменения является определение формы поверхности панели.

Примем распределение локальных изгибных воздействий с одновременной разводкой равномерным вдоль каждого ребра панели, при этом число воздействий на каждом ребре определяется удлинением ребра при образовании двойной кривизны. Схема распределения локальных изгибных воздействий представлена на рис. 1.

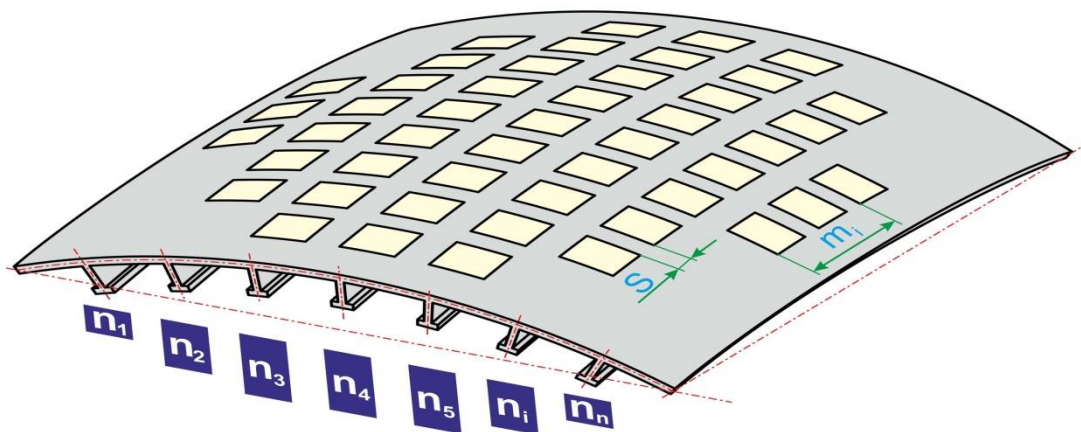


Рис.1. Схема локальных изгибных воздействий

Воспользуемся для определения потенциальной энергии деформирования монолитной ребристой панели подходом, предложенным в работе [3].

Общее уравнение энергетического баланса процесса формообразования панели двойной кривизны имеет вид:

$$U = U_e + U_\theta + W^t = 0, \quad (1)$$

где U_e – сумма энергий деформаций растяжения-сжатия;

U_θ – сумма энергий изгибных деформаций;

W^t – внешняя энергия технологического деформирования всей панели.

Потенциальную энергию деформирования монолитной ребристой панели можно выразить суммой энергий деформирования полотна и ребер панели, определяемых отдельно.

Потенциальная энергия тангенциальных деформаций растяжения-сжатия всей панели с учетом совместности деформирования полотна и ребер панели выразим формулой [4]

$$U_e = \frac{Eh}{2(1-\nu^2)} \int_{-l}^l \int_{-p}^p (\varepsilon_1^2 + 2\nu \varepsilon_1 \varepsilon_2 + \varepsilon_2^2 + \frac{1-\nu}{2} \varepsilon_{12}^2) dx dy + \sum_{i=1}^n E F_p \int_{-l}^l \varepsilon_{i1}^2 dx. \quad (2)$$

Потенциальная энергия изгибных деформаций полотна панели вследствие несовпадения центров тяжести полотна и панели в продольном направлении имеет вид

$$U_{\theta_{п.е}} = \frac{Eh}{2(1-\nu^2)} \int_{-l}^l \int_{-p}^p e_0^2 dx dy = \frac{Eh}{2(1-\nu^2)} \int_{-l}^l \int_{-p}^p \theta_1^2 e^2 dx dy. \quad (3)$$

Потенциальную энергию изгибных деформаций $2n$ ребер панели определим как сумму энергий по каждому ребру

$$U_{\theta_p} = \sum_{i=1}^{2n} U_{\theta_{pi}} = \sum_{i=1}^n E i [F_p e^2 + I_p - 2e S_p] \int_{-l}^l \theta_1^2 dx, \quad (4)$$

где I_p и S_p – соответственно момент инерции и статический момент сечения ребра панели относительно нейтральной оси полотна.

Потенциальная энергия панели в целом определится суммой энергий деформаций растяжения-сжатия и изгибных деформаций [4]:

$$\begin{aligned}
 U &= U_e + U_\theta = \\
 &= \sum_{i=1}^n EF_p \int_{-l}^l e_{i1}^2 dx + \frac{Eh}{2(1-\nu^2)} \int_{-l}^l \int_{-p}^p (e_1^2 + 2\nu e_1 e_2 + e_2^2 \\
 &+ + \frac{1-\nu}{2} e_{12}^2) dx dy + \frac{Eh^3}{24(1-\nu^2)} \int_{-l}^l \int_{-p}^p (a^2 + 2\nu ab + b^2) dx dy \quad (5) \\
 &+ \sum_{i=1}^n Ei [F_p e^2 + I_p - - 2eS_p] \int_{-l}^l b^2 dx
 \end{aligned}$$

Рассмотрим процесс формообразования с позиции последовательности приложения воздействий. Пусть форма панели достигается приложением технологических деформаций вдоль оси x, как показано на рис. 2.

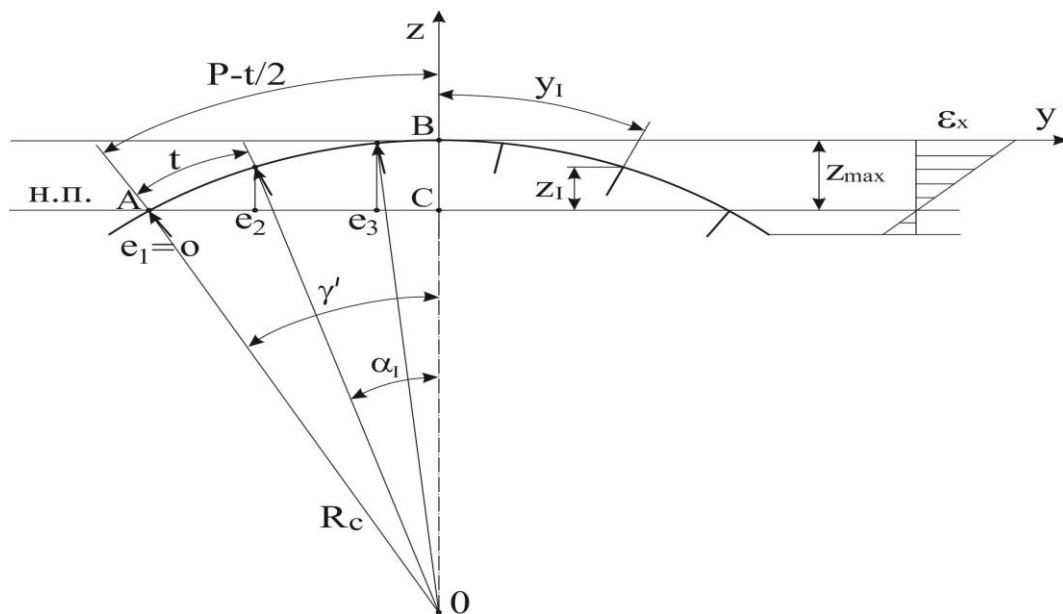


Рис. 2. Схема поперечного сечения панели при формообразовании двойной кривизны приложением технологических воздействий

Перемещения вдоль ребер создаются последовательно вдоль каждого ребра в зависимости от требуемого распределения деформаций при образовании формы двойной кривизны заданных параметров. В качестве разовых местных воздействий принята разводка (посадка) с изгибом участка полотна шириной t совместно с ребром панели. При последовательном приложении разовых местных воздействий в соответствии с заданным законом распределения происходит сворачивание панели в форму двойной кривизны. Нейтральную поверхность разместим таким образом, чтобы крайние ребра не деформировались, т. е нейтральная поверхность сечения панели проходит через точки пересечения срединной поверхности панели и осей симметрии крайних ребер.

Максимальная высота прогиба поперечного сечения панели

$$z_{max} = R_c - R_c * \cos \gamma' = R_c(1 - \cos \gamma')$$

Высота прогиба i-го ребра в поперечном сечении относительно нейтральной поверхности

$$z_i = R_c(1 - \cos \gamma') - (R_c - R_c \cos \alpha_i) = R_c(\cos \alpha_i - \cos \gamma')$$

Тогда изгибная деформация в точке пересечения срединной поверхности полотна и ребра

$$e_x = \frac{z_i}{R_n} = \frac{R_c}{R_n} (\cos \alpha_i - \cos \gamma') = \frac{R_c}{R_n} \left(\cos \alpha_i - \cos \frac{p-t/2}{R_c} \right), \quad (6)$$

где $\alpha_i = \frac{y_i}{R_c}$.

При этом следует учитывать, что y_i измеряется по плоской панели. Нейтральную поверхность разместим таким образом, чтобы крайние ребра не деформировались, т.е. нейтральная поверхность сечения панели проходит через точки пересечения срединной поверхности панели и осей симметрии крайних ребер.

Величина технологического удлинения ребра при одном воздействии

$$e = KS,$$

где K – допускаемая деформация;

S – величина деформируемого участка панели вдоль оси ребра при одном технологическом воздействии. Допускаемая деформация устанавливается нормативными документами для каждого материала.

С другой стороны потребная расчетная величина удлинения вдоль оси ребра при одном воздействии штампа

$$e = t_i * \varepsilon_i,$$

где t_i – расстояние между двумя соседними точками воздействия на одном ребре.

Приравняем расчетные и технологические удлинения:

$$KS = t_i * \varepsilon_i,$$

откуда расстояние между двумя соседними точками воздействия на одном ребре с учетом выражения (6) при формообразовании разводкой

$$t_i = \frac{KS}{\varepsilon_i} = \frac{KSR_n}{R_c} \frac{1}{\left(\cos \alpha_i - \cos \frac{p-t/2}{R_c} \right)}. \quad (7)$$

Аналогично при получении панели посадкой нейтральная поверхность будет проходить через точку В, тогда

$$t_i = KSR_n (R_c - R_c \cos \gamma_i)^{-1}.$$

Число равномерно распределенных элементарных воздействий по длине каждого ребра определяют по формуле

$$n_i = \varepsilon_i L / e, \quad (8)$$

где L – длина панели.

Энергию одного воздействия штампа обозначим W_i^t , тогда внешняя энергия технологического деформирования всей панели

$$W^t = W_i^t \sum_{n=1}^{2n} \frac{L_p^i}{t_i},$$

где $2n$ – число ребер на всей панели;

L_p^i – длина i -го ребра.

При разводке, если длины ребер одинаковы, получим

$$W^t = \frac{W_i^t L_p^i R_c}{KSR_n} \sum_{n=1}^{2n} \left(\cos \frac{y_i}{R_c} - \cos \frac{p-t/2}{R_c} \right). \quad (9)$$

Из уравнения энергетического баланса процесса формообразования получим величину энергии одного воздействия

$$W_i^t = \frac{KSR_n}{L_p^i R_c} \left[\sum_{n=1}^{2n} \left(\cos \frac{y_i}{R_c} - \cos \frac{p-t/2}{R_c} \right) \right]^{-1} \left\{ \sum_{i=1}^n E F_p \int_{-l}^l e_{i1}^2 dx + \right. \\ \left. + \frac{Eh}{2(1-\nu^2)} \int_{-l}^l \int_{-p}^p (e_1^2 + 2\nu e_1 e_2 + e_2^2 + \frac{1-\nu}{2} e_{12}^2) dx dy + \frac{Eh^3}{24(1-\nu^2)} \int_{-l}^l \int_{-p}^p (a^2 + \right. \\ \left. + 2\nu ab + b^2) dx dy + \sum_{i=1}^n E i [F_p e^2 + I_p - 2eS_p] \int_{-l}^l b^2 dx \right\}. \quad (10)$$

Расчетная зависимость энергии единичного воздействия от величины радиуса поперечного сечения панели при заданном радиусе продольной кривизны и геометрических размерах панели представлена на рис.3.

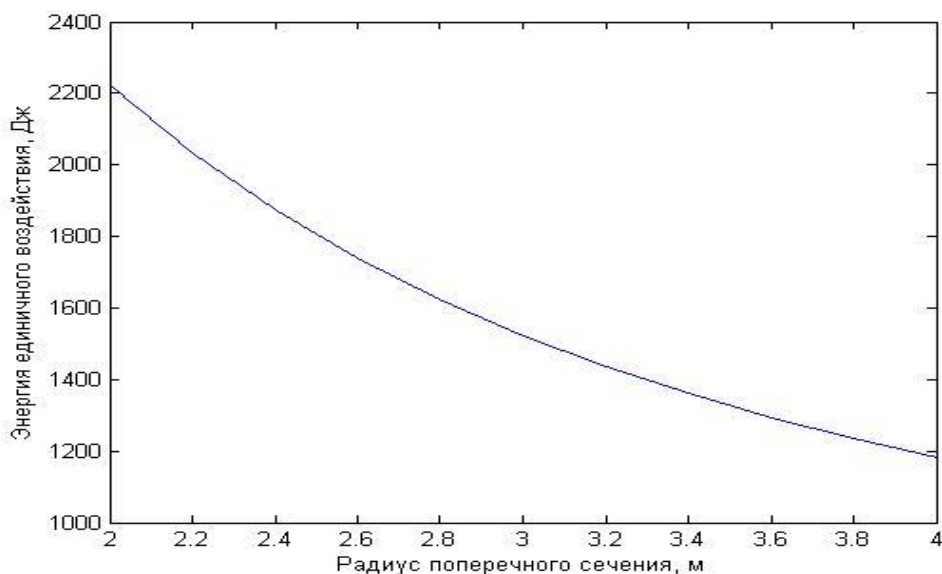


Рис. 3 Расчетная зависимость энергии единичного воздействия от величины радиуса поперечного сечения панели

Предложенный метод расчета параметров апробирован на образцах монолитных панелей натурального сечения размерами 520x1000 мм и высотой ребер 30 мм. Внешний вид образцов после формообразования представлен на рис.4.



Рис 4. Образец панели двойной кривизны, полученный последовательной местной разводкой с изгибом

Путем последовательной обработки сечений и ребер в штампе была получена панель двойной кривизны со следующими геометрическими размерами: длина панели – 5,5 м, ширина – 1,1 м, продольный радиус – 12 м, поперечный радиус – 1,5 м. Панель имела переменное сечение толщины полотна панели от 2,5 до 6,0 мм, разрезные ребра длиной 500...700 мм, свободные кромки толщиной 6 мм. Материал панели – Д16пчТ.

Формование панели осуществлялось разводкой средних зон в штампе в соответствии с приведенной методикой расчета числа воздействий. Экспериментальная проверка различных последовательностей обработки панелей показала, что панели обладают стабильной формой, не зависящей от последовательности деформирования [2]. Это сохраняется при малых пластических деформациях в зоне между губками посадочного устройства, допускаемых для алюминиевых сплавов.

ВЫВОДЫ

1. Рассмотрены основные параметры перспективного технологического процесса формообразования ребристых панелей двойной кривизны последовательной местной гибкой с посадкой (разводкой).

2. Предложен метод расчета числа локальных воздействий и энергии локального (местного) воздействия при последовательном формообразовании двойной кривизны монолитных панелей с ребрами большой жесткости.

3. Метод апробирован на образцах и натурной панели двойной кривизны. Это позволяет сделать вывод о том, что предложенный метод расчета процесса формообразования панелей может быть эффективно использован при изготовлении ребристых панелей двойной кривизны.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сиккульский В. Т. *Формообразование монолитных панелей сложных форм* / В. Т. Сиккульский // *Авиационно-космическая техника и технология: научно-техн. журн. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ»*. – 2013. – № 5(102). – С. 15–19.

2. *Исследование процесса формообразования ребристых панелей двойной кривизны со сложной внутренней гравюрой* / В. Т. Сиккульский, Ю. В., Дьяченко, Е. Е. Хитрых, И. А. Воронько // *Авиационно-космическая техника и технология: научно-техн. журн. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ»*. – 2014. – № 4 (111). – С. 14–21.

3. Баушев В. Н. *Расчет параметров технологического процесса формообразования монолитных ребристых панелей отрицательной гауссовой кривизны больших прогибов* / В. Н. Баушев, Я. Б. Львин, С. Г. Кушнарченко // *Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: темат. сб. науч. тр.* – Х. : Харьк. авиац. ин-т, 1985. – С.123–133.

4. Сиккульский В. Т. *Методика расчета осесимметричного формоизменения монолитных ребристых панелей двойной кривизны с жесткими ребрами последовательным деформированием* / В.Т. Сиккульский, В.Ю. Кащеева, С.В. Сиккульский // *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии : сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ»*. – Вып. 72. – Х., 2016. – С. 83–92.

REFERENCES

1. Sikul'skij V. T. *Formoobrazovanie monolitnyh panelej slozhnyh form* / V. T. Sikul'skij // *Aviacionno-kosmicheskaja tehnika i tehnologija: nauchno-tehn. zhurn. Nac. ajerokosm. un-ta im. N. E. Zhukovskogo «HAI»*. – 2013. – № 5(102). – S. 15–19.

2. *Issledovanie processa formoobrazovanija rebristyh panelej dvojnoj krivizny so slozhnoj vnut-rennej gravjuroj* / V. T. Sikul'skij, Ju. V., D'jachenko, E. E. Hitryh, I. A. Voron'ko // *Aviacionno-kosmicheskaja tehnika i tehnologija: nauchno-tehn. zhurn. Nac. ajerokosm. un-ta im. N. E. Zhukovskogo «HAI»*. – 2014. – № 4 (111). – S. 14–21.

3. Baushev V. N. *Raschet parametrov tehnologicheskogo processa formoobrazovanija monolitnyh rebristyh panelej otricatel'noj gaussovoj krivizny bol'shijh progibov* / V. N. Baushev, Ja. B. L'vin, S. G. Kushnarenko // *Voprosy proektirovanija i proizvodstva konstrukcij letatel'nyh apparatov: temat. sb. nauch. tr.* – H. : Har'k. aviac. in-t, 1985. – S.123–133.

4. Sikul'skij V. T. *Metodika rascheta osesimmetrichnogo formoizmenenija monolitnyh rebristyh panelej dvojnoj krivizny s zhestkimi rebrami posledovatel'nym deformirovaniem* / V.T. Sikul'skij, V.Ju. Kashheeva, S.V. Sikul'skij // *Otkrytye informacionnye i komp'juternye integrirovannye tehnologii : sb. nauch. tr. Nac. ajerokosm. un-ta im. N. E. Zhukovskogo «HAI»*. – Вып. 72. – H., 2016. – S. 83–92.

Сиккульский В. Т. – канд. техн. наук, проф. каф. ТПЛА НАУ

Тараненко М. Е. – д-р техн. наук, проф. каф. АИТИ НАУ

Кащеева В. Ю. – канд. техн. наук, доц. каф. Ф НАУ

Сиккульский С. В. – студент НАУ

НАУ – Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «ХАИ».

E-mail: v.sikulskiy@khai.edu

Статья поступила в редакцию 01.03.2017 г.