УДК 53.096
DOI: 10.15372/PMTF202215214

ОБРАТНАЯ ЗАДАЧА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ОРЕБРЕННОЙ ПАНЕЛИ

С. В. Бойко, А. Ю. Ларичкин

Институт гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН, Новосибирск, Россия
E-mails: boykosv.hydro@gmail.com, larichking@gmail.com

Предложен алгоритм решения обратной задачи формообразования оребренной панели из сплава АК4-1 (аналог сплавов AA2018, Al-Cu_2-Mg_2-Ni_1) при температуре, равной 200 °C. Задача сведена к решению вспомогательных прямых задач о напряженно-деформированном состоянии элементов конструкции панели. В качестве элементов конструкции принимались балки таврового сечения, которые подвергались чистому изгибу. Результирующий момент для получения целевой формы вычислен с использованием метода оптимизации Нелдера — Мида. Рассмотрены два способа получения изделия целевой формы: деформирование в условиях пластического течения и условиях ползучести. В используемых моделях материалов учитывалось различие механических свойств при растяжении и сжатии, а также наличие накопленных повреждений в материале. Расчеты проведены с учетом упругого распружинивания детали при снятии нагрузки.

Ключевые слова: ползучесть, различие свойств материала при растяжении и сжатии, чистый изгиб, моделирование, оребренная панель, сплав АК4-1

Введение. Актуальной задачей в авиа-, машино- и кораблестроении является поддержание ресурса изделия на стадии изготовления и уменьшение веса конструкции при сохранении ее эксплуатационных характеристик [1]. Один из перспективных способов получения готового изделия — формование панелей различной кривизны [2–5]. Важной задачей формовки является получение заданной кривизны оребренных панелей. Существуют следующие основные способы получения панелей сложной геометрии: 1) фрезерование на пятикоординатном станке панелей требуемой геометрии из толстых панелей толщиной $40 \div 80$ мм; 2) фрезерование плоской заготовки и дальнейшее деформирование ее для получения заданной формы. Дополнительный способ формообразования — медленное формование при высоких температурах [6, 7]. Для каждого сплава подбирается оптимальный температурный режим деформирования [8–11]. Оребренные панели имеют низкие весовые характеристики [5]. Получение тонкостенных оребренных панелей путем фрезерования из толстых плит может привести к деформации всей панели вследствие действия остаточных сжимающих напряжений [12]. При этом возникает проблема получения упреждающей оснастки для формования изогнутой плиты в целевую форму и оценки остаточного прогиба прямой панели после изготовления фрезерованием системы ребер.

При моделировании процессов изготовления деталей в режиме ползучести и пластичности рассматриваются прямые и обратные задачи формообразования. Сложность решения этих задач обусловлена необходимостью учета свойств материала (различие свойств ползучести при растяжении и сжатии, анизотропия свойств ползучести материала заготовки), использования пошаговой процедуры расчета по времени, выполнения итерационных процессов на каждом этапе нагружения. Для панелей больших размеров требуется разбивка на элементы-участки, однородные по геометрии, характеру прикладываемой нагрузки и т. д. Далее необходимо решать поставленную задачу для элементов конструкций и объединять полученные решения с помощью конечно-разностной схемы или метода конечных элементов, что требует значительных вычислительных затрат.

На результаты определения напряженно-деформированного состояния сетчатых анизогридных конструкций существенное влияние оказывает постановка граничных условий [13].

Поскольку традиционные методы механической обработки металлов неэффективны при производстве деталей со сложной кривизной из высокопрочного алюминиевого сплава, был предложен метод формообразования панелей в режиме ползучести при температуре старения (creep age forming (CAF)) [14–17].

В работе [18] проведено исследование CAF для листовых конструкций из алюминиевого сплава 2219, используемого для изготовления изогридной (сетчатой) конструкции топливных баков ракетоносителей. Для прогнозирования релаксации напряжений и упругого возврата после автоклавного формообразования при ползучести для изосеточной панели в [18] предложен алгоритм на основе результатов моделирования CAF для 1/3 цилиндрических изогридных решетчатых структур. Однако в [18] используется простейший закон ползучести, не учитывающий поведение материала в условиях CAF. Необходимо проводить формование цельной изогридной сетчатой конструкции с учетом механических свойств материала в режиме CAF.

В работе [19] описан процесс получения элементов конструкций из алюминиевого сплава 7075 для самолетов Airbus 330 и 340. Проведено исследование влияния пластической деформации и деформации ползучести на распружинивание оребренной панели с отверстием. Рассмотрен способ получения цилиндрической формы оребренной панели из алюминийлитиевого сплава 2297 (сплав на основе Al–Cu–Li с массовой долей Li 0,8 %). Формование изделия проводится методом вакуумного мешка.

В работе [20] рассмотрен процесс формования вафельных и изогридных пластин из алюминиевого сплава AA2219 (аналог сплава 1201 на основе Al–Cu) при температуре старения 175 °C. Для моделирования процесса формообразования в конечно-элементном пакете ABAQUS использовались семь уравнений состояния, содержащих 17 констант для описания поведения материала. Закон ползучести приведен в виде гиперболического синуса.

Получение оребренных панелей сложной геометрии может осуществляться путем формования толстой плиты в режимах ползучести с помощью стержневого пуансона (матрицы) с изменяемой формой [21]. Изменение формы пуансона в процессе деформирования позволяет за один технологический цикл получать целевую форму из заготовки. В [21] проведено моделирование процесса формования толстой плиты. При этом необходимо задавать закон перемещения каждого стержня оснастки, чтобы получить упреждающую форму панели. Установлено, что величина отклонения панели при разгрузке зависит от температурного режима формования, свойств материала и способа деформирования. В качестве заданной формы панели выбрана панель двойной кривизны центроплановой части самолета из алюминиевого сплава АК4-1 (AA2018, $Al–Cu_2–Mg_2–Ni_1$).

Определение напряженно-деформированного состояния панелей монолитных и оребренных конструкций требует больших вычислительных затрат, что обусловлено сложностью геометрии конструкции [21–27]. Для упрощения геометрии можно определять кривизны отдельных фрагментов части изделия, а затем изгиб детали в целом [22]. При исследовании напряженно-деформированного состояния панелей обычно применяются методы, в которых учитываются геометрия образцов и свойства материалов, а также численные методы (конечно-разностные и метод конечных элементов).

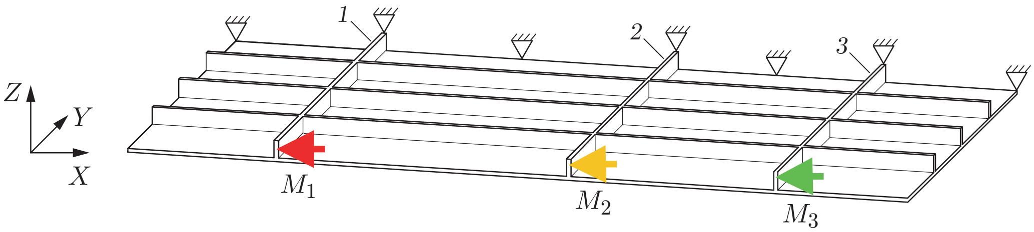

Рис. 1. Модель оребренной панели:
1 — тавр 1, *2* — тавр 2, *3* — тавр 3

В данной работе предложен метод определения оптимальных параметров процесса деформирования оребренной панели, основанный на расчетно-экспериментальном исследовании напряженно-деформированного состояния балок с различными поперечными сечениями в условиях ползучести и пластичности с учетом поврежденности материала и распружинивания детали при снятии нагрузки. Показана возможность определения изгибающих моментов для получения целевой формы оребренной панели при цилиндрическом изгибе как в условиях ползучести, так и при пластическом деформировании.

1. Решение прямой задачи формообразования. Рассматривается решение следующей обратной задачи формообразования: определить силовые воздействия, обеспечивающие заданную кривизну $\varkappa(t) = 1/\rho(t)$ ($\rho(t)$ — радиус кривизны изделия) цилиндрической оребренной панели после снятия нагрузки.

Оребренную панель можно разделить на три балки с тавровым сечением (рис. 1). Момент сил для каждой балки определялся в результате решения последовательности прямых задач о чистом изгибе балок с тавровым сечением. На каждом шаге проводилось сравнение полученных кривизн $\varkappa^*$ с требуемым целевым значением.

Рассмотрим два способа достижения целевой формы панели: 1) в условиях пластичности (необходимо приложить большие усилия, переводящие материал в состояние пластического течения); 2) в условиях ползучести (требуются усилия, в несколько раз меньшие, чем в условиях пластичности, при этом время до завершения формообразования существенно увеличивается).

Расчет параметров упругопластического деформирования элемента конструкции проводится с использованием общепринятых гипотез для случая чистого изгиба балок:

$$\varepsilon^{tot}(z,t) = \varepsilon^{el}(z,t) + \varepsilon^{p}(z,t) = \varkappa(t)(z-\delta),$$

или

$$\sigma(z,t) = E(\varepsilon^{el}(z,t) + \varepsilon^{p}(z,t)) = E(\varkappa(t)(z-\delta)), \tag{1}$$

где $\varepsilon^{tot}(z,t)$, $\varepsilon^{el}(z,t) = \sigma^{el}(z,t)/E$, $\varepsilon^{p}(z,t)$ — полная, упругая деформации и деформация пластичности соответственно; $\sigma(z,t)$ — напряжение в точке с координатой z в момент времени t, действующее вдоль оси Y; E — модуль упругости материала; $\delta(t)$ — смещение нейтральной оси балки.

Пластическое деформирование материала с учетом его поврежденности описывается системой уравнений [10, 11]

$$\frac{d\varepsilon^{p}(z,t)}{dt} = \begin{cases} K_{\varepsilon_1}\sigma(z,t)^{r_1-2}(1-\omega_p(z,t))^{-s_1}, & \sigma(z,t) \geqslant 0,\\ K_{\varepsilon_2}|\sigma(z,t)|^{r_2-2}(1-\omega_p(z,t))^{-s_2}, & \sigma(z,t) < 0,\end{cases}$$
$$\frac{d\omega_p(z,t)}{dt} = \begin{cases} K_{\omega_1}\sigma(z,t)^{d_1-1}(1-\omega_p(z,t))^{-s_1}, & \sigma(z,t) \geqslant 0,\\ K_{\omega_2}\,|\sigma(z,t)|^{d_2-1}(1-\omega_p(z,t))^{-s_2}, & \sigma(z,t) < 0,\end{cases} \tag{2}$$

где $d\varepsilon^p(z,t)/dt$ — скорость пластической деформации при растяжении ($\sigma(z,t) \geqslant 0$) или сжатии ($\sigma(z,t) < 0$) некоторого продольного волокна балки; ω_p — параметр поврежденности материала при пластическом деформировании ($0 \leqslant \omega_p(z,t) = \varepsilon^p(z,t)/\varepsilon^p_* \leqslant 1$); ε^p_* — деформация пластичности в момент разрушения в эксперименте на растяжение t_*; K_{ε_i}, K_{ω_i}, r_i, s_i, d_i — параметры материала в модели пластичности.

Деформация пластичности $\varepsilon^p(z,t)$ определяется путем подстановки значения для напряжений (1) в (2):

$$\frac{d\varepsilon^p(z,t)}{dt} = \begin{cases} K_{\varepsilon_1} E^{r_1-1} |\varkappa(t)z|^{r_1-2}\,|\varkappa(t)z|(1-\omega_p(z,t))^{-s_1}, & \sigma(z,t) \geqslant 0, \\ K_{\varepsilon_2} E^{r_2-1} |\varkappa(t)z|^{r_2-2}\,|\varkappa(t)z|(1-\omega_p(z,t))^{-s_2}, & \sigma(z,t) < 0. \end{cases}$$

Аналогичным образом определяется $d\omega_p(z,t)/dt$.

При математическом моделировании чистого изгиба балок с тавровым сечением, изготовленных из материала с различными свойствами ползучести при растяжении и сжатии, используются уравнения энергетического варианта теории ползучести [28, 29].

Процесс ползучести материала при чистом изгибе с учетом его поврежденности [29–32] описывается уравнениями с использованием степенного закона ползучести:

$$\frac{d\varepsilon^{cr}(z,t)}{dt} = \begin{cases} B_{\varepsilon_1} \sigma(z,t)^{n_1-2}(1-\omega_{cr}(z,t))^{-m_1}, & \sigma(z,t) \geqslant 0, \\ B_{\varepsilon_2} |\sigma(z,t)|^{n_2-2}(1-\omega_{cr}(z,t))^{-m_2}, & \sigma(z,t) < 0; \end{cases} \tag{3}$$

$$\frac{d\omega_{cr}(z,t)}{dt} = \begin{cases} B_{\omega_1} \sigma(z,t)^{k_1-1}(1-\omega_{cr}(z,t))^{-m_1}, & \sigma(z,t) \geqslant 0, \\ B_{\omega_2} |\sigma(z,t)|^{k_2-1}(1-\omega_{cr}(z,t))^{-m_2}, & \sigma(z,t) < 0; \end{cases} \tag{4}$$

$$\varepsilon(z,t)^{tot} = \varepsilon^{el}(z,t) + \varepsilon^{cr}(z,t) = \varkappa(t)(z-\delta),$$

$$\sigma(z,t) = E(\varepsilon^{el}(z,t) + \varepsilon^{cr}(z,t)) = E(\varkappa(t)(z-\delta)).$$

Подставляя значения напряжений в (3), (4), получаем

$$\frac{d\varepsilon^{cr}(z,t)}{dt} = \begin{cases} B_{\varepsilon_1} E^{n_1-1} |\varkappa(t)(z-\delta(t)) - \varepsilon^{cr}(z,t)|^{n_1-2} \times \\ \times |\varkappa(t)(z-\delta(t)) - \varepsilon^{cr}(z,t)|(1-\omega_{cr}(z,t))^{-m_1}, & \sigma(z,t) \geqslant 0, \\ B_{\varepsilon_2} E^{n_2-1} |\varkappa(t)(z-\delta(t)) - \varepsilon^{cr}(z,t)|^{n_2-2} \times \\ \times |\varkappa(t)(z-\delta(t)) - \varepsilon^{cr}(z,t)|(1-\omega_{cr}(z,t))^{-m_2}, & \sigma(z,t) < 0. \end{cases} \tag{5}$$

Аналогичным образом определяется скорость $d\omega_{cr}(z,t)/dt$.

Смещение нейтральной оси $\delta(t)$ можно определить, подставляя напряжение в уравнение равновесия

$$\int\limits_{-b_1/2}^{b_1/2} \int\limits_{0}^{h_1} \sigma(z,t)\,dx\,dz + \int\limits_{-b_2/2}^{b_2/2} \int\limits_{h_1}^{h_2} \sigma(z,t)\,dx\,dz = 0,$$

где h_1, b_1 — высота и ширина основания балки с тавровым сечением; h_2, b_2 — высота и ширина ребра балки с тавровым сечением. Площадь сечения тавровой балки равна $S_0 = b_1 h_1 + b_2 h_2$.

Для того чтобы найти численное решение систем (3) и (5), проведем замену интегралов на конечные суммы по формулам Симпсона и получим систему обыкновенных дифференциальных уравнений относительно ε^p_i, $\omega_{p\,i}$ и ε^{cr}_i, $\omega_{cr\,i}$ ($i = 0, \ldots, k$) в точках разбиения по высоте тавра. По найденным величинам определяются напряжения σ_i по высоте балки в любой момент времени.

С использованием метода Рунге — Кутты — Мерсона получим численное решение системы обыкновенных дифференциальных уравнений

$$\frac{d\varepsilon^{cr}}{dt} = \psi(\varepsilon, \omega), \qquad \frac{d\omega_{cr}}{dt} = \zeta(\varepsilon, \omega),$$

где ψ, ζ — правые части системы уравнений (5).

В начальный момент времени в каждом волокне сечения тавровой балки $\varepsilon(z, 0) = 0$, $\omega(z, 0) = 0$.

В i-й точке разбиения по высоте тавра использовались формулы

$$\varepsilon_i^c = (k_{\varepsilon_4} + k_{\varepsilon_5})/2, \qquad \omega_i = (k_{\omega_4} + k_{\omega_5})/2,$$

где $k_{\varepsilon_1} = \psi\,\Delta t/3$; $k_{\omega_1} = \zeta\,\Delta t/3$; $k_{\varepsilon_2} = \psi\,\Delta t/3$; $k_{\omega_2} = \zeta\,\Delta t/3$; $k_{\varepsilon_3} = \psi\,\Delta t$; $k_{\omega_3} = \zeta\,\Delta t$; $k_{\varepsilon_4} = k_{\varepsilon_1} + 4\psi\,\Delta t/3$; $k_{\omega_4} = k_{\omega_1} + 4\zeta\,\Delta t/3$; $k_{\varepsilon_5} = \psi\,\Delta t/3$; $k_{\omega_5} = \zeta\,\Delta t/3$.

Выбирая шаг по времени t, определяем значения деформаций, работу рассеяния и поврежденность в точках разбиения при $t_1 = \Delta t$, $t_2 = t_1 + \Delta t$ и т. д.

Данный алгоритм применим также для описания пластического деформирования балок с произвольным сечением. Вид сечения влияет на выражения для величины смещения нейтральной оси, момента инерции, кривизны и напряжений.

Уточнение значений кривизны проводится с использованием метода оптимизации Нелдера — Мида [33, 34] с добавлением ограничений на время формообразования элементов конструкций.

Метод Нелдера — Мида обладает рядом преимуществ по сравнению с более современными методами, такими как алгоритм Левенберга — Марквардта и генетический алгоритм оптимизации: имеет нулевой порядок и является наиболее быстрым и надежным среди неградиентных методов оптимизации. Главным недостатком метода является отсутствие доказательства его сходимости. Для определения оптимальной точки и уменьшения количества итераций необходимо запускать алгоритм несколько раз и ограничивать число итераций.

Рассмотрим этапы алгоритма. На первом этапе осуществляется подготовка данных, а именно задается начальный симплекс метода Нелдера — Мида с рассчитанными значениями интегрального квадратичного критерия в точках этого симплекса. На втором этапе проводится сортировка данных. Из начального симплекса выбираются три изгибающих момента M, соответствующих максимальному значению кривизны балки, промежуточному значению и наименьшему. Затем определяется центр тяжести симплекса и проводится операция отражения, т. е. проецируется точка с максимальным значением прогиба относительно центра тяжести. Далее выполняется операция растяжения или сжатия симплекса. Итерационный процесс завершается после вычисления требуемого значения кривизны оребренной панели $\min\,(1/\rho - 1/\rho_{goal} \leqslant \mathrm{error})$, где ρ_{goal} — целевой радиус кривизны детали; error — допустимая погрешность. Реализация алгоритма Neldertavr.cpp проведена в программе Visual Studio на языке программирования C++.

2. Компьютерное моделирование процесса формообразования оребренной панели. Рассмотрим оребренную панель размером 417,5 × 1073,3 мм из сплава АК4-1. Панель можно разделить на три тавровые балки (см. рис. 1). Две балки имеют длину основания $b_1 = 405$ мм. Толщина ребра каждой балки равна $b_2 = 7{,}5$ мм, высота ребра с основанием $h_1 + h_2 = 25$ мм. Основание имеет толщину, равную 2 мм. Необходимо определить усилия, которые требуется приложить к трем балкам таврового сечения, чтобы получить целевую кривизну детали радиусом $\rho = 2000$ мм.

В случае цилиндрического изгиба оребренной панели для определения необходимых усилий использовалась программа Neldertavr.cpp. В качестве усилий использовались изгибающие моменты. Далее с помощью найденных моментов проводилось моделирование цилиндрического изгиба оребренной панели двух типов: 1) с учетом свойств пластичности; 2) с учетом свойств ползучести материала.

Для валидации разработанного алгоритма проводилось трехмерное моделирование формообразования оребренной панели с учетом только пластичности и с учетом только ползучести материала. Моделирование процесса пластичности осуществлялось с использованием средств программы в конечно-элементном пакете MSC.Marc. Материал считался идеально упругопластическим. Для задания параметров ползучести материала, не входящего в базу данных пакета MSC.Marc, применялась пользовательская подпрограмма, разработанная в [6, 35].

Для описания изменения свойств материала в процессе деформирования тавровой балки вплоть до ее разрушения в пользовательскую подпрограмму crplaw.f [35] вводился скалярный параметр поврежденности $\omega = \varepsilon^{cr}/\varepsilon^{cr}_*$ (ε^{cr}_* — деформация ползучести в момент разрушения t_*). Программа crplaw.f предназначена для реализации закона, связывающего компоненты приращения тензора деформаций ползучести ε^{cr}_{ij} с компонентами тензора-девиатора напряжений s_{ij} в виде

$$\Delta\varepsilon^{cr}_{ij} = \frac{3}{2}\,\frac{\Delta\bar{\varepsilon}^{cr}_{ij}}{\sigma_e}\,s_{ij},$$

где $\sigma_e = \sqrt{\dfrac{3}{2}\displaystyle\sum_{i,j=1}^{3} s_{kl}s_{kl}}$ — эффективное напряжение; $s_{ij} = \sigma_{ij} - \dfrac{1}{3}\Big(\displaystyle\sum_{i=1}^{3}\sigma_{ii}\Big)\delta_{ij}$, σ_{ij} — компоненты тензора напряжений; δ_{ij} — дельта-функция Кронекера.

Наличие или отсутствие деформаций ползучести зависит от величины σ_e:

— если $\sigma_e \leqslant 10^{-16}$, то полагается отсутствие деформации ползучести ($\Delta\bar{\varepsilon}^{cr} = 0$) и прекращается работа программы crplaw.f;

— если $\sigma_e > 10^{-16}$, то полагается наличие деформации ползучести и продолжается вычисление $\Delta\bar{\varepsilon}^{cr}$.

Приращение эффективной деформации ползучести вычисляется с учетом параметра поврежденности

$$\Delta\bar{\varepsilon}^{cr} = \frac{1}{2}\Big[B_{\varepsilon_1}{\sigma_e}^{n_1}\Big(1 + \frac{27}{2}\,\frac{J_3(s_{ij})}{\sigma_e^3(s_{ij})}\Big)\frac{1}{(1-\bar{\varepsilon}^c\sigma_e)^{m_1}} + \\ + B_{\varepsilon_2}{\sigma_e}^{n_2}\Big(1 - \frac{27}{2}\,\frac{J_3(s_{ij})}{\sigma_e^3(s_{ij})}\Big)\frac{1}{(1-\bar{\varepsilon}^c\sigma_e)^{m_2}}\Big]\,\Delta t,$$

где $J_3(s_{ij}) = \det(s_{ij})$ — третий инвариант тензора-девиатора напряжений.

3. Результаты исследований. Проведено сравнение кривизн балок, полученных с использованием модуля Neldertavr.cpp и при трехмерном моделировании. Следует отметить, что в процессе моделирования цилиндрического изгиба оребренной панели не учитывалась обратная ползучесть [36].

В расчетах задавались следующие константы материала панели из сплава АК4-1 при температуре $T = 200$ °C: модуль упругости $E = 60$ ГПа, коэффициент Пуассона $\nu = 0{,}3$, предел текучести $\sigma_т = 170$ МПа.

В случае пластического деформирования характеристики материала имели следующие значения: при растяжении $K_{\varepsilon_1} = 1{,}795 \cdot 10^{-16}$ МПа$^{-r_1}$, $r_1 = 10$, при сжатии $K_{\varepsilon_2} = 1{,}01 \cdot 10^{-13}$ МПа$^{-r_2}$, $r_2 = 8$; в случае ползучести при растяжении $B_{\varepsilon_1} = 8{,}96 \cdot 10^{-11}$ МПа$^{n_1-r_1}$/ч, $n_1 = 7$, $r_1 = 7$, при сжатии $B_{\varepsilon_2} = 3{,}125 \cdot 10^{-11}$ МПа$^{n_2-r_2}$/ч, $n_2 = 6$, $r_2 = 5$.

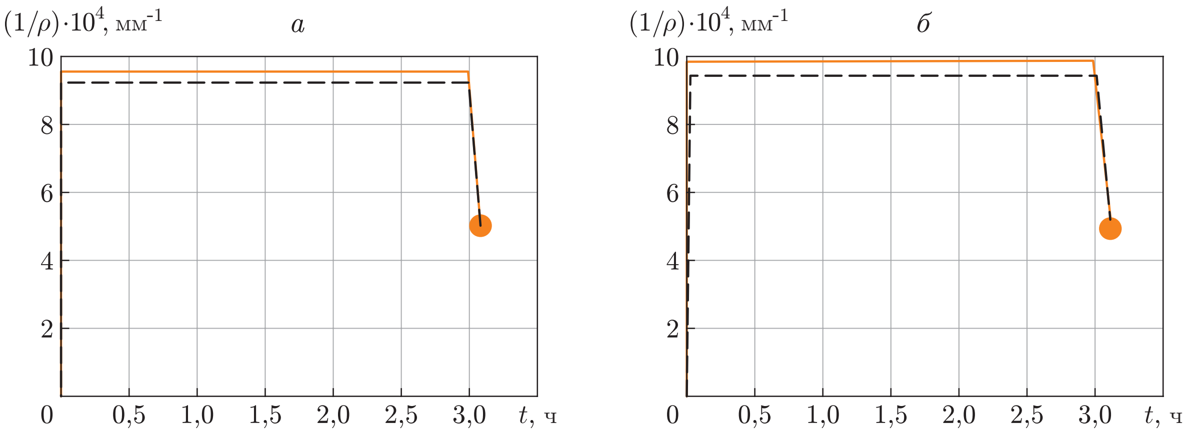

Рис. 2. Зависимость кривизны тавровой балки 1 (*а*) и тавровой балки 3 (*б*) от времени при пластическом деформировании:

сплошные линии — численное решение, полученное с использованием программы Neldertavr.cpp, штриховые — зависимость $1/\rho(t)$, полученная с использованием трехмерных восьмиузловых гексагональных элементов в программе MSC.Marc

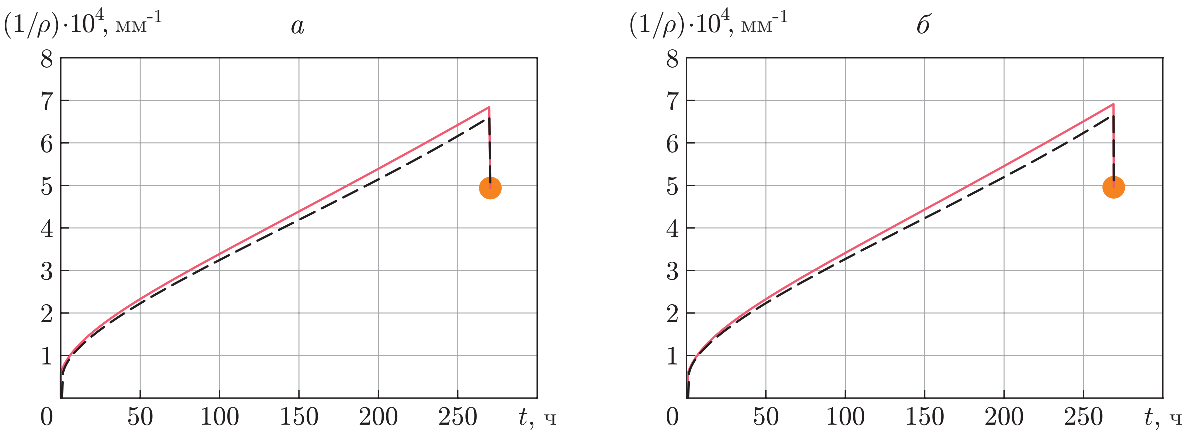

Рис. 3. Зависимость кривизны тавровой балки 1 (*а*) и тавровой балки 3 (*б*) от времени при ползучести:

сплошные линии — результаты расчета с использованием программы Neldertavr.cpp, штриховые — результаты трехмерного моделирования

В результате решения прямой задачи формообразования балок таврового сечения установлено, что для получения целевого радиуса кривизны детали в случае пластичности необходимо приложить усилия $M_1 = M_2 = -718{,}53$ Н · м, $M_3 = -666{,}65$ Н · м, а в случае ползучести — $M_1 = M_2 = -273{,}47$ Н · м, $M_3 = -256{,}4$ Н · м в течение 270 ч.

Численное решение, полученное с помощью программы Neldertavr.cpp (сплошные кривые на рис. 2) для случая пластического деформирования с последующей разгрузкой оребренной детали, превышает решение, полученное с использованием программы MSC.Marc, на 4,14 %. Штриховыми кривыми показана зависимость кривизны от времени, полученная с использованием трехмерных восьмиузловых гексагональных элементов HEX8 в программе MSC.Marc.

На рис. 3 приведен результат трехмерного моделирования формообразования оребренной панели в процессе ползучести (штриховые кривые). Сплошные кривые — результаты расчета с использованием программы Neldertavr.cpp.

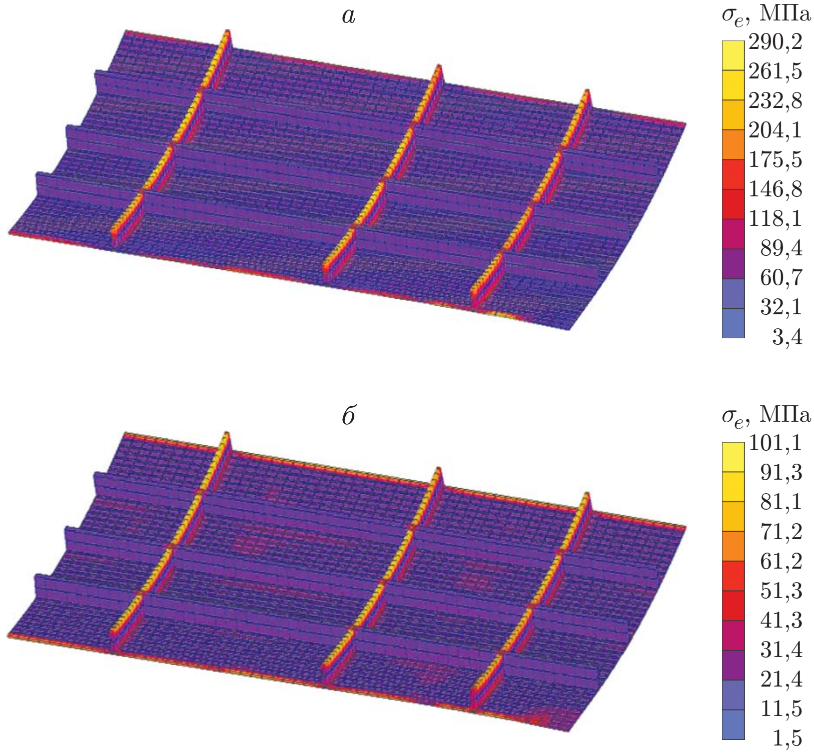

Рис. 4. Эквивалентные по Мизесу напряжения σ_e для оребренной панели:
а — при пластическом деформировании, *б* — при ползучести

Сравнение расчетных значений кривизн позволяет сделать вывод, что различие полученных данных составляет 4,14 %. При этом итоговая кривизна оребренной панели равна $1/\rho_{goal} = 0{,}0005$ мм$^{-1}$ (точки на рис. 2, 3). При нагружении заданными моментами M_1, M_2, M_3 и последующей разгрузке панели получен требуемый радиус кривизны, равный 2000 мм.

Следует отметить, что при трехмерном моделировании учитывались распружинивание панели (сплошные кривые на рис. 2) и процесс разгрузки в программе Neldertavr.cpp (штриховые кривые на рис. 3).

Изгибные напряжения в продольном направлении близки к нулю и процессы деформирования соседних поперечных ребер жесткости протекают независимо (рис. 4). Значения мембранных напряжений в процессах ползучести и пластичности в промежутках между таврами 1 и 2, 2 и 3 равны 21,4 и 32,1 МПа соответственно.

После завершения процесса ползучести поврежденность материала достигла значения $\omega_{cr}(h_1{+}h_2, t_{cr}^{end}) = 0{,}24$, а после завершения пластической деформации — $\omega_p(h_1{+}h_2, t_p^{end}) = 0{,}56$ (t_{cr}^{end}, t_p^{end} — моменты времени окончания процесса деформирования в случаях ползучести и пластического течения соответственно). Значения остаточных напряжений при пластическом деформировании приблизительно в 2,5 раза больше соответствующих значений после завершения процесса ползучести.

Расчет геометрии оснастки при формообразовании оребренных панелей с цилиндрическими поверхностями основан на расчетах напряжений и деформаций балок с тавровым сечением. Плоскость изгиба совпадает с направлением шпангоутов, в направлении стрингеров деталь имеет близкую к нулю кривизну. В основании панели и в стрингерах значения напряжения малы. При данных напряжениях не возникают необратимые деформации и изгиб в направлении стрингеров происходит в области упругого деформирования. В соседних изгибаемых шпангоутах независимо протекают процессы необратимого деформирования. Для панелей со шпангоутами, расположенными на одинаковых расстояниях друг от друга, расчет оснастки достаточно проводить для одного базового сечения. Упругим восстановлением базовых элементов оребренной панели определяется распружинивание панели в целом.

Заключение. В работе проведено моделирование формообразования цилиндрической оребренной панели. Рассмотрены два способа достижения целевой формы панели: в условиях пластичности и ползучести. При моделировании учитывалось упругое распружинивание детали при снятии нагрузки. Оптимальные усилия, необходимые для получения целевой формы, определялись с использованием метода оптимизации Нелдера — Мида. С использованием данного метода и результатов расчетно-экспериментального исследования напряженно-деформированного состояния балок с различными поперечными сечениями с учетом поврежденности материала определены оптимальные параметры процессов деформирования оребренной панели. При сравнении результатов компьютерного трехмерного моделирования оребренной панели с использованием конечно-элементного пакета MSC.Marc и программы Neldertavr.cpp установлено, что различие полученных значений кривизны детали составляет 4,14 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Веричев С. Н., Горев Б. В., Банщикова И. А.** Формообразование изгибом в режиме пластичности элементов самолетных конструкций // Обраб. металлов. 2014. № 4. С. 85–93.
2. **Михеев В. А., Клочков Ю. С., Кузина А. А. и др.** Выбор кинематической схемы формообразования обтяжкой обводообразующих оболочек сложной пространственной формы // Вестн. Сам. гос. аэрокосм. ун-та. 2012. № 5. С. 239–245.
3. **Михеев В. А., Гречников Ф. В., Дементьев С. Г. и др.** Моделирование кинематической схемы последовательной обтяжки оболочек двояковыпуклой формы на обтяжном прессе FEKD // Изв. Сам. науч. центра РАН. 2014. № 6. С. 172–179.
4. **Пашков Е. А.** Технологический комплекс для формообразования длинномерных панелей и обшивок на базе отечественного оборудования // Изв. Сам. науч. центра РАН. 2014. Т. 16, № 1. С. 1528–1535.
5. **Jiang W., Li S., Luo Y., Xu S.** Creep damage analysis of a lattice truss panel structure high temp // Materials Proc. 2017. V. 36, N 1. P. 89–96.
6. **Коробейников С. Н., Олейников А. И., Горев Б. В., Бормотин К. С.** Математическое моделирование процессов ползучести металлических изделий из материалов, имеющих разные свойства при растяжении и сжатии // Вычисл. методы и программирование: новые вычисл. технологии. 2008. Т. 9, № 1. С. 346–365.
7. **Захарченко К. В., Капустин В. И., Ларичкин А. Ю., Лукьянов Я. Л.** Влияние технологии горячего формообразования плит из алюминиевых сплавов В-1461 (Al–Cu–Li–Zn) и В95 (Al–Zn–Mg–Cu) на сопротивление усталостному разрушению // Обраб. металлов: технология, оборудование, инструменты. 2020. Т. 22, № 4. С. 94–109.
8. **Ларичкин А. Ю., Захарченко К. В., Горев Б. В., Капустин В. И.** Физическое моделирование технологического процесса формообразования элементов конструкций из алюминиевого сплава В95 в условиях ползучести // Обраб. металлов: технология, оборудование, инструменты. 2016. Т. 70, № 1. С. 6–15.
9. **Raevskaya G. A.** Determination of optimum parameters of the technological process for plates forming from V95 and V-1461 alloys in creep applied in aircrafts constructed by “Sukhoi design bureau” // J. Phys.: Conf. Ser. 2017. V. 894. 012078.

10. **Горев Б. В.** Высокотемпературная ползучесть конструкционных сплавов и ее приложение к формообразованию крупногабаритных деталей: Дис. … д-ра техн. наук. Новосибирск, 2003.
11. **Сотников В. С.** Формообразование вафельных панелей из сплава АК4-1 в режимах ползучести / В. С. Сотников, Б. В. Горев, О. В. Соснин. М.: НИАТ, 1983.
12. **Александров А. В.** Основы теории упругости и пластичности / А. В. Александров, В. Д. Потапов. М.: Высш. шк., 1990.
13. **Бурнышева Т. В., Штейнбрехер О. А., Ульянов А. Д.** Особенности задания граничных условий при моделировании сетчатых анизогридных конструкций // Вестн. Юж.-Урал. гос. ун-та. Сер. Мат. моделирование и программирование. 2018. Т. 11, № 1. С. 137–144.
14. **Zhan L. H., Tan S. G., Huang M. H., Niu J.** Creep age-forming experiment and springback prediction for AA2524 // Adv. Materials Res. 2012. V. 457/458. P. 122–129.
15. **Zhan L., Lin J., Huang M.** Study on springback behavior in creep age forming of aluminium sheets // Adv. Sci. Lett. 2013. V. 19, N 1. P. 75–79.
16. **Adachi T., Kimura S., Nagayama T., et al.** Age forming technology for aircraft wing skin // Materials Forum. 2004. V. 28. P. 202–207.
17. **Ribeiro F. C., Marinho E. P., Inforzato D. J., et al.** Creep age forming: a short review of fundaments and applications // J. Achiev. Materials Manufactur. Engng. 2010. V. 43, N 1. P. 353–536.
18. **Yang H.** Creep age forming investigation on aluminium alloy 2219 and related studies: Ph.D thesis. L.: Imperial College London, 2013.
19. **Luo H., Li W., Li Ch., Wan M.** Investigation of creep-age forming of aluminum lithium alloy stiffened panel with complex structures and variable curvature // Intern. J. Adv. Manufactur. Technol. 2017. V. 91, N 9–12. P. 3265–3271.
20. **Lam A. C. L., Shi Zh., Yang H., et al.** Creep-age forming AA2219 plates with different stiffener designs and pre-form age conditions: experimental and finite element studies // J. Materials Process. Technol. 2015. V. 219. P. 155–163.
21. **Бормотин К. С., Белых С. В., Аунг В.** Математическое моделирование обратных задач многоточечного формообразования в режиме ползучести с помощью реконфигурируемого устройства // Вычисл. методы и программирование. 2016. Т. 17. С. 258–267.
22. **Горев Б. В., Панамарев В. А.** Метод интегральных характеристик для расчета изгиба элементов конструкции // Науч.-техн. ведомости С.-Петерб. гос. политехн. ун-та. Физ.-мат. науки. 2013. № 177. С. 201–211.
23. **Аннин Б. Д., Олейников А. И., Бормотин К. С.** Моделирование процессов формообразования панелей крыла самолета SSJ-100 // ПМТФ. 2010. Т. 51, № 4. С. 155–165.
24. **Zolochevsky A., Sklepus S., Hyde T. H., et al.** Numerical modeling of creep and creep damage in thin plates of arbitrary shape from materials with different behavior in tension and compression under plane stress conditions // Intern. J. Numer. Methods Engng. 2009. V. 80, N 11. P. 1406–1443.
25. **Naumenko K.** Modeling high temperature materials behavior for structural analysis. Pt 1. Continuum mechanics foundations and constitutive models / K. Naumenko, H. Altenbach. Magdeburg: Springer, 2016.
26. **Naumenko K.** Modeling high temperature materials behavior for structural analysis. Pt 2. Solution procedures and structural analysis examples / K. Naumenko, H. Altenbach. Magdeburg: Springer, 2019.
27. **Brovman M. Ya.** Creep deformation of beams under compression and bending stresses // Mech. Solids. 2017. V. 52, N 1. P. 75–80.

28. **Соснин О. В.** Энергетический вариант теории ползучести / О. В. Соснин, Б. В. Горев, А. Ф. Никитенко. Новосибирск: Ин-т гидродинамики СО АН СССР, 1986.
29. **Горев Б. В., Любашевская И. В., Панамарев В. А., Иявойнен С. В.** Описание процесса ползучести и разрушения современных конструкционных материалов с использованием кинетических уравнений в энергетической форме // ПМТФ. 2014. Т. 55, № 6. С. 132–144.
30. **Леллеп Я.** Установившаяся ползучесть балок в случае материалов с разными характеристиками на растяжение и сжатие // Учен. зап. Тартус. ун-та. 1975. Вып. 355. С. 245–252.
31. **Рубанов В. В.** О параметре повреждаемости в условиях ползучести // Неклассические задачи упругости и пластичности / АН СССР. Сиб. отд-ние. Ин-т гидродинамики. 1981. Вып. 49. С. 151–156.
32. **Горев Б. В., Клопотов И. Д.** К описанию процесса ползучести и длительной прочности по уравнениям с одним скалярным параметром повреждаемости // ПМТФ. 1994. Т. 35, № 5. С. 92–102.
33. **Nelder J. A., Mead R.** A simplex for function minimization // Comput. J. 1965. V. 7, N 4. P. 308–313.
34. **Городецкий С. Ю.** Нелинейное программирование и многоэкстремальная оптимизация / С. Ю. Городецкий, В. А. Гришагин. Н. Новгор: Нижегор. гос. ун-т, 2007.
35. **Коробейников С. Н.** Нелинейное деформирование твердых тел. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2000.
36. **Радченко В. П., Бочкова Т. И., Цветков В. В.** Релаксация остаточных напряжений в поверхностно упрочненном полупространстве в условиях ползучести // Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. 2015. Т. 19, № 3. С. 504–522.

Поступила в редакцию 10/X 2022 г.,
после доработки — 25/X 2022 г.
Принята к публикации 28/XI 2022 г.