

МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ ПРОЦЕССА СВЕРХПЛАСТИЧЕСКОЙ ФОРМОВКИ КРУГЛОЙ МЕМБРАНЫ

© 2017 г. А.А. Круглов, В.Р. Ганиева, О.П. Тулупова, Ф.У. Еникеев

Институт проблем сверхпластичности металлов (ИПСП) РАН, г. Уфа
Уфимский государственный нефтяной технический университет (УГНТУ)

Статья поступила в редакцию 03.03.16 г., доработана и подписана в печать 29.09.16 г.

Исследован режим сверхпластической формовки круглой мембраны при постоянном давлении. Математическая модель технологического процесса построена в рамках основных предположений безмоментной теории оболочек, а также двух известных из литературы упрощенных подходов, основанных на гипотезе о равнотолщинности оболочки по ее профилю и равнорастянутости меридиана, проходящего через полюс купола. Проанализированы методы расчета продолжительности процесса сверхпластической формовки круглой мембраны. Проведено конечно-элементное моделирование рассматриваемого процесса с использованием учебной версии программного комплекса ANSYS 10ED. В данной работе рассмотрены два варианта постановки краевой задачи механики сверхпластичности – теории ползучести и вязкопластичности. Результаты вычислений по аналитическим формулам сопоставлены с решениями краевых задач теории ползучести и вязкопластичности, полученными в среде программного комплекса ANSYS. Значения материальных постоянных были определены по данным одноосных испытаний и тестовых формовок титанового сплава ВТ6 (Ti–6Al–4V). Показано, что в том случае, если для идентификации модели материала используются тестовые формовки, результаты расчетов оказываются намного более корректными, а погрешность оценки снижается с уровня ~20 % (при идентификации модели по результатам стандартных одноосных механических испытаний) до ~3 %.

Ключевые слова: сверхпластическая формовка, краевая задача, титанового сплава ВТ6 (Ti–6Al–4V), математическое моделирование, технологические параметры

Круглов А.А. – канд. техн. наук, доцент кафедры вычислительной техники и инженерной кибернетики УГНТУ (450062, Уфа, ул. Космонавтов, 1), ст. науч. сотрудник ИПСП РАН (450001, Уфа, ул. Ст. Халтурина, 39).
E-mail: alweld@go.ru.

Ганиева В.Р. – ст. преподаватель той же кафедры УГНТУ. E-mail: venera5577@mail.ru.

Тулупова О.П. – ст. преподаватель той же кафедры УГНТУ. E-mail: box_mail_2011@mail.ru.

Еникеев Ф.У. – докт. техн. наук, проф., зав. той же кафедрой УГНТУ. E-mail: kobros@narod.ru.

Для цитирования: Круглов А.А., Ганиева В.Р., Тулупова О.П., Еникеев Ф.У. Методы расчета продолжительности процесса сверхпластической формовки круглой мембраны // Изв. вузов. Цвет. металлургия. 2017. No. 2. С. 66–75.
DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2017-2-66-75.

Kruglov A.A., Ganieva V.R., Tulupova O.P., Enikeev F.U.

Methods to calculate the time of thin circular membrane superplastic forming

The process of superplastic forming of a circular membrane under constant pressure is analyzed. The analytical process model is built based on principal assumptions of the thin shell theory, and two simplified approaches known from the literature and based on the hypothesis on the uniform thickness of a shell along its profile, and the uniform stretching of a meridian passing the dome apex. The methods of calculating the duration of superplastic forming of a circular membrane are considered. The finite element modeling of the process considered is made using the educational version of ANSYS software. The paper considers two boundary value problems stated in terms of superplasticity mechanics – the theory of creep and the theory of viscoplasticity. The results of analytical formula calculations are compared with the solutions of boundary value problems in terms of the creep and viscoplasticity theories obtained in the ANSYS software environment. The material constant values are determined from the results of uniaxial tests and test forming of Ti–6Al–4V titanium alloy. It is shown that test forming used to identify the material model provides much more appropriate results with the evaluation error reduced from ~20 % (when identifying the model based on the results of standard uniaxial mechanical tests) to ~3 %.

Keywords: superplastic forming, boundary value problem, Ti–6Al–4V titanium alloy, analytical modeling, technological parameters.

Kruglov A.A. – Cand. Sci. (Tech.), Associate professor of the Department of computer engineering and cybernetics, Ufa State Petroleum Technological University (USPTU) (450062, Russia, Ufa, Kosmonavtov, 1); Senior researcher of the Institute for Metals Superplasticity Problems, Russian Academy of Sciences (450001, Russia, Ufa, Khalturina, 39). E-mail: alweld@go.ru.

Ganieva V.R. – Senior lecture of the same Department USUOP. E-mail: venera5577@mail.ru.

Tulupova O.P. — Post-graduate student of the same Department USUOP. E-mail: box_mail_2011@mail.ru.

Enikeev F.U. — Dr. Sci. (Tech.), Prof., Head of the same Department USUOP. E-mail: kobros@narod.ru.

Citation: Kruglov A.A., Ganieva V.R., Tulupova O.P., Enikeev F.U. Metody rascheta prodolzhitel'nosti protsesssa sverkhplasticheskoi formovki krugloi membrany. *Izv. vuzov. Tsvet. metallurgiya*. 2017. No. 2. P. 66–75.
DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2017-2-66-75.

Введение

В 1964 г. вышла в свет пионерская работа W. Baskofen с коллегами из Массачусетского технологического института (MIT) [1], в которой сообщалось о том, что из листового сплава цинка с алюминием толщиной 0,76 мм через матрицу с отверстием диаметром 100 мм при давлении 0,1–0,2 МПа были отформованы купола высотой больше диаметра матрицы. После этого процесс сверхпластической формовки (СПФ) круглой мембраны стал одним из ключевых в исследовании механики сверхпластичности (СП). Анализ основных его закономерностей посвящено множество работ, обзор которых можно найти, например, в [2–8].

Тем не менее, несмотря на большое количество научных публикаций на эту тему, в них сравнительно мало внимания уделяется обсуждению вопроса о методах расчета такого ключевого параметра технологического процесса СПФ, как его продолжительность. Между тем на практике расчетное время формообразования может служить критерием проверки адекватности компьютерных моделей процессов СПФ, поскольку оно достаточно просто и точно может быть измерено экспериментально.

Сферические сосуды высокого давления из титановых сплавов находят широкое применение в аэрокосмической технике. Ведущие в этой области компании Великобритании, России, США, Японии применяют процесс СПФ для изготовления деталей «полусфера», которые являются составной частью сферических сосудов. Метод СПФ пришел на смену технологии, включающей горячую штамповку поковок и их механическую обработку. Опыт производства показал высокую эффективность СПФ в плане снижения объемов механической обработки и высоких эксплуатационных свойств готовых изделий [9–11].

Разработка надежных методик расчета технологических параметров СПФ, таких, например, как время процесса, — необходимая и актуальная задача. В связи с этим целью настоящей работы являлось сопоставление различных способов расчета продолжительности формовки круглой мембраны, включая как упрощенные аналитические, так

и конечно-элементные методы решения краевых задач механики сверхпластичности.

Методика расчета продолжительности процесса сверхпластической формовки круглой мембраны

Расчетная схема процесса представлена на рис. 1. Лист исходной толщины s_0 деформируется под действием давления p в цилиндрическую матрицу радиусом R_0 до тех пор, пока его текущая высота h_p не станет равной глубине матрицы D , которую в рамках настоящей работы будем считать как $D = R_0$. В момент окончания формовки $t = t_k$ купол приобретает форму полусферы радиусом R_0 . Положение каждой точки мембраны M в начальный момент времени $t = 0$ определяется ее расстоянием от оси симметрии ρ_0 в текущий момент времени t , а положение этой же точки определяется расстоянием от оси симметрии ρ или углом φ . Величина угла α между осью симметрии и радиусом, проведенным к контуру закрепления, определяет текущую конфигурацию оболочки и изменяется в пределах $0 \leq \alpha \leq \pi/2$.

В большинстве работ, посвященных анализу процесса СПФ круглой мембраны, в качестве центральной проблемы рассматривается вопрос

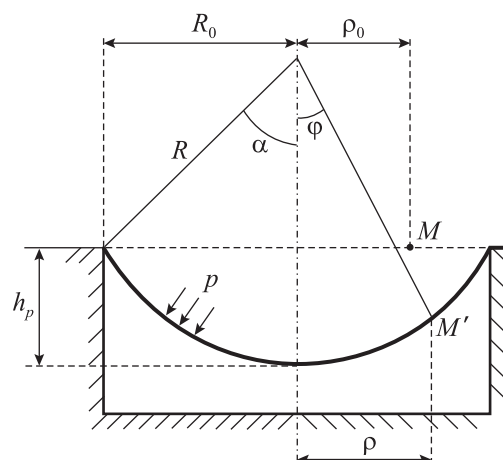


Рис. 1. Расчетная схема процесса деформирования круглой мембраны

о расчете оптимального закона подачи давления, обеспечивающего деформирование мембраны с постоянной интенсивностью скоростей деформаций (ξ_e) в наиболее опасном с точки зрения разрушения участке купола — его полюсе [3]. Однако процедура расчета оптимального закона подачи давления зависит от выбранного способа моделирования. По этой причине объективное сопоставление самих методов моделирования в данном случае представляется довольно затруднительным.

В настоящей работе будет анализироваться режим СПФ круглой мембраны при постоянном давлении, а сопоставление будет производиться по продолжительности формовки полусфер при постоянном давлении.

Исторически первой работой, посвященной анализу процесса СПФ круглой мембраны, стала работа F. Jovane [12], в которой предполагалось, что толщина оболочки равномерна по ее профилю. Позже ее основные положения воспроизводились многими другими исследователями, в частности J.A. Belk [13]. В качестве модели материала использовалась стандартная степенная модель

$$\sigma = K \xi_e^m \text{ или } \xi = C \sigma^n, \quad (1)$$

где σ — напряжение течения; ξ — скорость деформации; K , m — постоянные материала; $n = 1/m$, $C = 1/K^n$.

Используя предположение F. Jovane о равнотолщинности $s = \text{const}$, вычислим объем мембраны с помощью тройного интеграла в сферической системе координат r , φ , ψ :

$$\begin{aligned} V &= \int_0^{2\pi} d\varphi \int_0^\alpha d\psi \int_{R-s}^R r^2 \sin \psi dr = \\ &= 2\pi R^2 (1 - \cos \alpha) s \left(1 - \frac{s}{R} + \frac{s^2}{3R^2} \right). \end{aligned} \quad (2)$$

Полагая здесь $s/R \ll 1$, с учетом несжимаемости материала можно записать

$$V = 2\pi R^2 (1 - \cos \alpha) s = \pi R_0^2 s_0,$$

откуда для толщины s получаем

$$s = s_0 \cos^2(\alpha/2).$$

Тогда интенсивность скоростей деформаций будет равна

$$\xi_e = -\frac{1}{s} \frac{ds}{dt} = \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \frac{d\alpha}{dt}.$$

Поскольку в рамках подхода F. Jovane главные напряжения σ_1 и σ_2 равны по величине, из урав-

нения равновесия следует, что интенсивность напряжений σ_e составит

$$\sigma_e = \sigma_1 = \sigma_2 = pR/(2s).$$

Тогда из (1) следует, что

$$\begin{aligned} \sigma_e &= \frac{pR}{2s} = \frac{pR_0}{2s_0} \frac{1}{\sin \alpha \cos^2(\alpha/2)} = \\ &= K \xi_e^m = K \left(\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \frac{d\alpha}{dt} \right)^m. \end{aligned} \quad (3)$$

Выражение (3) представляет собой обыкновенное дифференциальное уравнение, частное решение которого удовлетворяет начальному условию $\alpha(0) = 0$ и для режима деформирования при постоянном давлении $p = p_0 = \text{const}$ имеет вид

$$t = \left(\frac{2Ks_0}{p_0R_0} \right)^{1/m} \int_0^\alpha \operatorname{tg} \frac{x}{2} \left[\sin x \cos^2 \frac{x}{2} \right]^{1/m} dx. \quad (4)$$

Продолжительность формовки t_k полусферы может быть вычислена из выражения (4) при $\alpha = \pi/2$.

Авторами [14] предложена альтернативная модель процесса СПФ круглой мембраны, основной особенностью которой является принятие гипотезы о равнорастянутости меридиана, проходящего через полюс купола. В работе [14] получено следующее выражение для продолжительности СПФ при постоянном давлении:

$$t = \left(\frac{2Ks_0}{p_0R_0} \right)^{1/m} 2 \int_0^\alpha \left(\frac{\sin^3 x}{x^2} \right)^{1/m} \left(\frac{1}{x} - \operatorname{ctg} x \right) dx. \quad (5)$$

Если построить зависимость (1) в логарифмических координатах $\lg \sigma - \lg \xi$, получим прямую линию, наклон которой равен m . В то же время многочисленные экспериментальные данные свидетельствуют о том, что такого рода линейная зависимость имеет место только в чрезвычайно узком диапазоне изменения скоростей деформации (обычно не более 1–2 порядков). Если рассматривать более широкий интервал изменения ξ , зависимость напряжения течения от скорости деформации в логарифмических координатах имеет обычно характерный сигмоидальный вид, причем координаты точки перегиба сигмоидальной кривой соответствуют оптимальным значениям ξ_{opt} и σ_{opt} (рис. 2). Наклон сигмоидальной кривой $M = d \lg \sigma / d \lg \xi$, вообще говоря, не равен показателю степени m в правой части уравнения (1) [5].

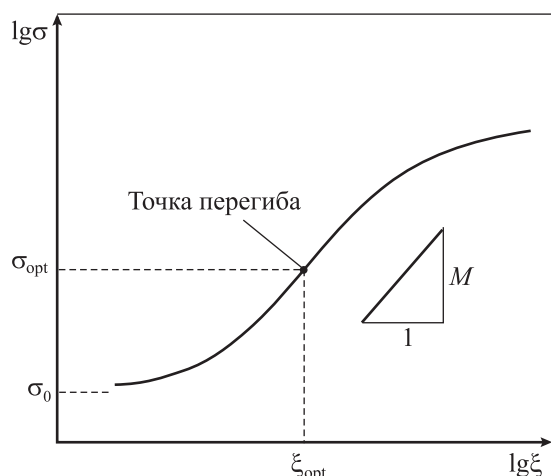


Рис. 2. Сигмоидальная кривая сверхпластичности (схематически)

Если проэкстраполировать сигмоидальную кривую СП $\lg \sigma - \lg \xi$ в область $\xi \rightarrow 0$, то полученная таким образом кривая отсечет на оси ординат отрезок $\lg \sigma_0$, где σ_0 — так называемое пороговое напряжение. Принято считать, что существование порогового напряжения обусловлено влиянием межфазных и межзеренных границ или примесей в виде выделений по границам зерен (в частности, у магния и серебра) [2, 15].

Для более полного описания реологического поведения сверхпластичного материала при низких скоростях деформации ($\xi < \xi_{opt}$) в модель (1) вводят дополнительный параметр σ_0 , которому часто придают смысл порогового напряжения:

$$\sigma = \sigma_0 + K' \xi^{m'} \quad (6)$$

Очевидно, что при $\sigma_0 = 0$ имеют место равенства $K' = K$ и $m' = m$.

Авторами работы [16] модель материала (6) применена для описания процесса СПФ круглой мембраны. В итоге получено следующее выражение для продолжительности формовки полусферы при постоянном давлении $p = p_0 = \text{const}$:

$$t = \left(\frac{2K's_0}{p_0 R_0} \right)^{1/m'} 2 \int_0^{\alpha} \left(\frac{\sin^3 x}{x^2 - \chi \sin^3 x} \right)^{1/m'} \left(\frac{1}{x} - \text{ctg} x \right) dx, \quad (7)$$

где $\chi = 2\sigma_0 s_0 / (p_0 R_0)$. Видно, что при $\sigma_0 = 0$ и $\chi = 0$ уравнение (7) совпадает с (5).

Сопоставление результатов расчетов по аналитическим формулам недостаточно для того, чтобы делать обоснованные выводы об области их применимости. Поэтому параллельно с этими расчетами было проведено и конечно-элементное моделиро-

вание рассматриваемого процесса с использованием программного комплекса ANSYS 10ED.

Интерес к конечно-элементному моделированию велик, чему свидетельствует множество статей, например [17–20]. В данной работе рассмотрены два варианта постановки краевой задачи механики СП. Один из них связан с включением модели материала (1) в постановку краевой задачи теории ползучести, которая приведена, например, в [21]. Эту же модель материала можно включить и в постановку краевой задачи теории вязкопластичности [22], один из вариантов которой приведен, например, авторами [23]. В работе [24] предложено использовать модель материала (6) в постановке краевой задачи вязкопластичности с помощью модели Пэжины:

$$\sigma = \sigma_0 \left[1 + \left(\frac{\xi}{\gamma} \right)^p \right], \quad (8)$$

где γ, p — постоянные, а σ_0 зависит от деформации. Если положить $K' = \sigma_0 / \gamma^p$, $m' = p$, то легко увидеть, что соотношения (6) и (8) представляют собой одну и ту же модель материала.

Твердотельная модель представлена на рис. 3. По линии 1–6 задается условие симметрии $UX = 0$, линия 2–3 закреплена ($UX = 0, UY = 0$), давление прикладывается по линии 1–2. В расчетах было принято: $R_0 = 35$ мм, $R_c = 38$ мм, $s_0 = 1$ мм. При этом использовалась одна и та же сетка конечных элементов, включающая в себя 608 восьмиузельных элементов PLANE82 с опцией Axisymmetric.

Прежде чем приступить к расчетам, необходимо оценить сверхпластические свойства материала, т.е. значения материальных постоянных K, m и K', m', σ_0 в моделях материала (1) и (6) соответственно. Для обеспечения корректности процедуры сопоставления представляется целесообразным определять указанные значения для одного и того же сплава при одной и той же температуре и

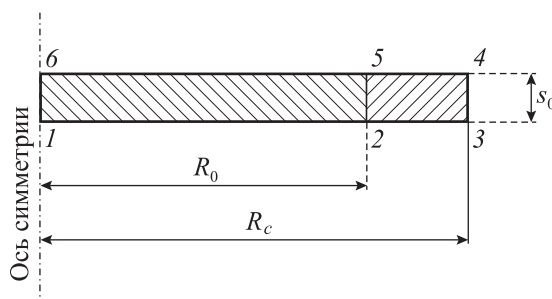


Рис. 3. Твердотельная модель

используя *один и тот же* набор экспериментальных данных. С этой целью были проведены эксперименты на одноосное растяжение образцов из титанового сплава ВТ6 (Ti–6Al–4V) со средним размером зерен $d = 2,2 \pm 0,3$ мкм. Микроструктура сплава приведена на рис. 4, размеры и форма образцов — на рис. 5, а химический состав — в табл. 1.

На рис. 6 представлена типичная диаграмма растяжения сплава ВТ6, из которой видно, что напряжение течения на установившейся стадии практически не зависит от деформации (ϵ) и пол-

Таблица 1

Химический состав титанового сплава ВТ6

Содержание, мас. %								
Осн. элементы		Примеси						
Al	V	Fe	Si	O	C	N	H	Zr
6,5	5,1	0,3	0,1	0,2	0,1	0,05	0,015	0,3

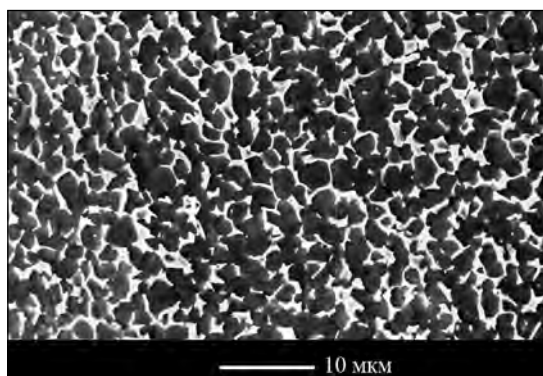


Рис. 4. Микроструктура сплава ВТ6 в исходном состоянии

Средний размер зерна $d = 2,2 \pm 0,3$ мкм

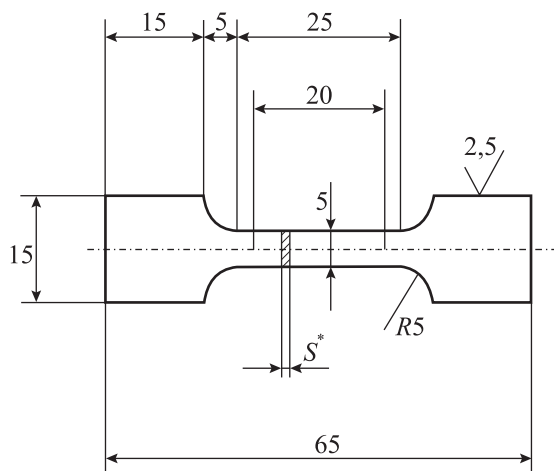


Рис. 5. Размеры и форма образца для испытания на растяжение

ностью определяется ее скоростью (ξ). Такое реологическое поведение типично для материалов, находящихся в состоянии СП [3, 5]. В табл. 2 приведен набор первичных экспериментальных данных, который использован для идентификации моделей материала (1) и (6). Обозначим его как

$$\{\xi_i, \sigma_i\}, i = 1, 2, \dots, N_{\text{exp}}, \quad (9)$$

где N_{exp} — количество точек во входном наборе данных, используемом при идентификации.

Принимая во внимание, что область применимости модели материала (6) ограничена 1-й и 2-й стадиями сверхпластического течения (т.е. при $\xi < \xi_{\text{opt}}$) [5], для идентификации моделей используем первые 6 из 7 точек имеющегося набора данных.

Рассмотрим сначала модель материала (1). Для ее идентификации обычно применяют линеаризацию по схеме

$$\ln \sigma = \ln K + m \ln \xi$$

и на этом основании составляют целевую функцию вида

$$\Phi(K, m) = \sum_i^{N_{\text{exp}}} (K^* + m \ln \xi_i - \sigma_i)^2, \quad (10)$$

где $K^* = \ln K$. Приравнявая к нулю частные производные: $\partial \Phi / \partial K^* = 0$, $\partial \Phi / \partial m = 0$, получаем систему из

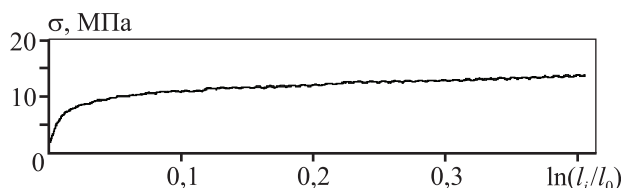


Рис. 6. Диаграмма растяжения титанового сплава ВТ6

Таблица 2

Зависимость напряжения течения от скорости деформации титанового сплава ВТ6 при $t = 900$ °С

$\xi, \text{с}^{-1}$	$\sigma, \text{МПа}$
$3,3 \cdot 10^{-5}$	5,62
$6,7 \cdot 10^{-5}$	6,8
$1,3 \cdot 10^{-4}$	8,7
$3,3 \cdot 10^{-4}$	13,65
$6,7 \cdot 10^{-4}$	19,2
$1,3 \cdot 10^{-3}$	25,0
$3,3 \cdot 10^{-3}$	34,4

двух линейных уравнений относительно двух неизвестных, которая может быть решена стандартными методами, например по формулам Крамера или методом Гаусса. Алгоритм обработки входного набора (9) по описанной схеме встроен в большинство стандартных пакетов обработки данных, используемых на практике.

Ранее было показано [25], что применение линеаризации стандартного степенного соотношения (1) при его идентификации по результатам стандартных одноосных испытаний может приводить к смещению на 5–10 % оценок величины m — основного реологического параметра СП. По этой причине предложено его определять путем минимизации следующей целевой функции:

$$\Psi(K, m) = \sum_{i=1}^N (K \xi_i^m - \sigma_i)^2 \rightarrow \min. \quad (11)$$

В работе [25] также описан алгоритм минимизации целевой функции (11). Применяя описанные выше два подхода к набору экспериментальных данных (8) из табл. 2, получим следующие результаты идентификации (при $N_{\text{exp}} = 6$):

- набор 1: $m = 0,422$, $K = 405,836$ МПа·с ^{m} — по стандартной схеме (10);
- набор 2: $m = 0,43623$, $K = 455,932$ МПа·с ^{m} — несмещенные оценки из (11).

Добавим к ним третий набор, определенный авторами работы [14] по результатам технологических экспериментов:

- набор 3: $m = 0,43$, $K = 410$ МПа·с ^{m} .

Теперь применим процедуру идентификации модели материала (6) из работы [21] к набору дан-

ных (9). Получим (при $N_{\text{exp}} = 6$) следующий результат идентификации:

- набор 4: $\sigma_0 = 1,063$ МПа, $m' = 0,47567$, $K' = 570,33$ МПа·с ^{m'} .

Для того чтобы ввести в ANSYS полученные выше наборы материальных констант, необходимо перевести их в обозначения, принятые в ANSYS, для чего нужно произвести расчеты по формулам

$$n = 1/m, C = 1/K^n \text{ для модели (1),}$$

$$p = m', \gamma = (\sigma_0/K')^{1/p} \text{ для модели (8).}$$

Все результаты расчетов значений материальных постоянных представлены в табл. 3, а полученные данные по продолжительности формовки полусфер радиусом $R_0 = 35$ мм из листа титанового сплава ВТ6 исходной толщиной $s_0 = 1$ мм при давлении инертного газа $p_0 = 0,5, 0,7$ и $1,0$ МПа сведены в табл. 4.

Видно, что результаты расчетов в среде ANSYS и по аналитическим уравнениям оказываются довольно близкими. Например, при использовании набора 1 время формовки, рассчитанное по формуле (4) при $p_0 = 0,5$ МПа, равно $t = 1676$ с, по выражению (5) — 1686 с, а в ANSYS (при решении краевой задачи теории ползучести) — 1771 с, т.е. отклонение не превышает 5 %. При решении краевой задачи теории вязкопластичности результат составит 1735 с. В то же время расчет по приближенной формуле (7) дает $t = 1685$ с, т.е. отклонение около 3 %.

Кривые зависимости высоты купола (H) от времени, рассчитанные по аналитическим формулам и вычисленные в среде ANSYS, почти совпадают

Таблица 3

Сверхпластические свойства титанового сплава ВТ6 при $t = 900$ °С

Наименование	Набор 1	Набор 2	Набор 3	Набор 4
Модель материала	$\sigma = K \xi^m$	$\sigma = K \xi^m$	$\sigma = K \xi^m$	$\sigma = \sigma_0 + K' \xi^{m'}$
Методика идентификации	Стандартная	Несмещенная	Технологический эксперимент [6]	Технологический эксперимент [13]
Значения констант	$m = 0,4220$ $K = 405,836$ МПа·с ^{m}	$m = 0,43623$ $K = 455,932$ МПа·с ^{m}	$m = 0,43$ $K = 410$ МПа·с ^{m}	$\sigma_0 = 1,063$ МПа $m' = 0,47567$ $K' = 570,33$ МПа·с ^{m'}
Модель в ANSYS	$\xi = C \sigma^n$	$\xi = C \sigma^n$	$\xi = C \sigma^n$	$\sigma = \sigma_0 [1 + (\xi/\gamma)^p]$
Значения констант	$C = 1,415 \cdot 10^{-20} \text{ с}^{-1} \text{ Па}^{-n}$ $n = 2,29235$	$C = 3,8517 \cdot 10^{-21} \text{ с}^{-1} \text{ Па}^{-n}$ $n = 2,3715$	$C = 9,338 \cdot 10^{-21} \text{ с}^{-1} \text{ Па}^{-n}$ $n = 2,3256$	$\sigma_0 = 1,063$ МПа $p = 0,47567$ $\gamma = 1,8263 \cdot 10^{-6} \text{ с}^{-1}$
Краевая задача	Ползучесть	Ползучесть	Ползучесть	Вязкопластичность

Таблица 4

Продолжительность СПФ полусфер радиусом $R_0 = 35$ мм из листов титанового сплава ВТ6 исходной толщиной $s_0 = 1$ мм

Метод расчета			Продолжительность формовки, с, при p_0 , МПа		
Формула	Набор констант	Модель	0,5	0,7	1,0
Эксперимент [6]			1500	685	300
(4)	1	$\sigma = K\xi^m$	1676	755	324
(4)	2	$\sigma = K\xi^m$	1694	783	346
(4)	3	$\sigma = K\xi^m$	1483	678	296
(5)	1	$\sigma = K\xi^m$	1686	759	326
(5)	2	$\sigma = K\xi^m$	1717	794	351
(5)	3	$\sigma = K\xi^m$	1499	685	299
(7)	4	$\sigma = \sigma_0 + K'\xi^{m'}$	1685	797	365
ANSYS	1	Ползучесть по Нортону $\xi = C\sigma^n$	1771	813	358
ANSYS	2	Ползучесть по Нортону $\xi = C\sigma^n$	1747	802	335
ANSYS	3	Ползучесть по Нортону $\xi = C\sigma^n$	1548	702	306
ANSYS	4	Вязкопластичность $\sigma = \sigma_0 [1 + (\xi/\gamma)^p]$	1735	815	373

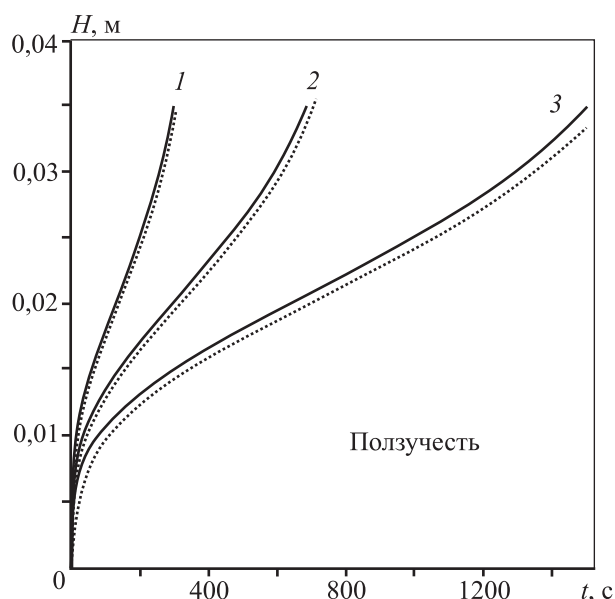


Рис. 7. Зависимости высоты купола от времени, рассчитанные по формуле (5) (сплошные линии) и в среде ANSYS (пунктир) с набором констант 3 при различных значениях давления инертного газа
1 – $p_0 = 1,0$ МПа, 2 – 0,7 МПа, 3 – 0,5 МПа

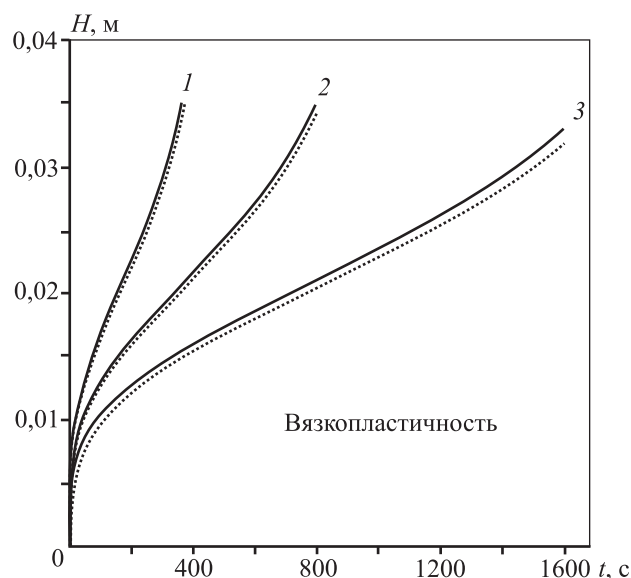


Рис. 8. Зависимости высоты купола от времени, рассчитанные по формуле (7) (сплошные линии) и в среде ANSYS (пунктир) с набором констант 4 при различных значениях давления инертного газа
1 – $p_0 = 1,0$ МПа, 2 – 0,7 МПа, 3 – 0,5 МПа

при решении краевой задачи как ползучести (рис. 7), так и вязкопластичности (рис. 8). Из этого факта можно сделать вывод об адекватности упрощенного подхода, развитого в работе [13]. В то же время довольно неожиданным являются результаты расчета по формуле (4), которые оказались близкими

к тем, которые были получены при использовании уравнения (5).

На рис. 9 приведены кривые зависимостей $H(t)$, рассчитанные в рамках модели F. Jovane. Как видно, они заметно отличаются от соответствующих решений краевой задачи теории ползучести, одна-

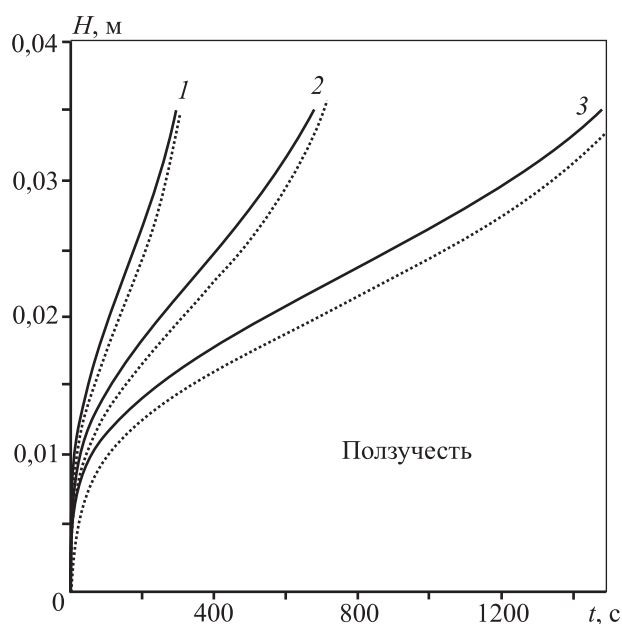


Рис. 9. Зависимости высоты купола от времени, рассчитанные по формуле (4) (сплошные линии) и в среде ANSYS (пунктир) с набором констант 3 при различных значениях давления инертного газа 1 – $p_0 = 1,0$ МПа, 2 – $0,7$ МПа, 3 – $0,5$ МПа

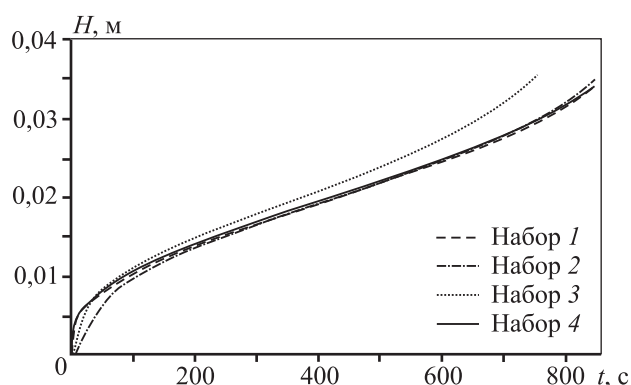


Рис. 10. Зависимости высоты купола от времени, вычисленные в среде ANSYS с использованием различных наборов констант (см. табл. 3) при давлении инертного газа $0,7$ МПа

ко к моменту окончания формовки приближаются к ним. Таким образом, расчеты с использованием модели F. Jovane, как и модели процесса из работы [14], позволяют получать примерно одинаковые результаты в тех случаях, когда речь идет о расчетах продолжительности формовки полусфер.

Следует отметить, что в том случае, когда модели материала (1) и (6) идентифицируются по результатам одноосных механических испытаний, прогнозируемое время формовки заметно отлича-

ется от измеренного в эксперименте. Так, например, при давлении $p_0 = 0,7$ МПа в опыте получено $t = 685$ с, в то время как расчет в ANSYS дает значения 813, 802 и 815 с при использовании наборов констант 1, 2 и 4 соответственно. Погрешность составляет около 20 %. В то же время, если использовать набор констант 3, результат вычисления t в ANSYS составит 702 с и погрешность не превышает 3 %.

На рис. 10 приведены данные расчета в ANSYS с использованием всех 4 наборов констант. Из него следует, что когда значения материальных констант в моделях материала (1) и (6) определены из одного и того же набора постоянных, результаты близки (кривые, соответствующие наборам 1, 2 и 4 на рис. 10). При использовании набора 3 полученные в ANSYS данные отличаются, а продолжительность СПФ оказывается намного более близкой к экспериментально измеренным значениям. Как следует из табл. 4, результаты расчета в ANSYS при давлениях формовки 0,5, 0,7 и 1,0 МПа следующие: 1548, 702 и 306 с, и отличаются от экспериментально измеренных значений 1500, 685 и 300 с на 3,2, 2,5 и 2 % соответственно.

Заметим, что результаты расчетов, полученные в настоящей работе, могут быть проверены независимыми исследователями с использованием другого программного комплекса, например ABAQUS, MARC и т.п.

Заключение

Продолжительность формоизменения круглой мембраны является важным показателем, который может служить как для отладки компьютерных моделей процесса СПФ, так и подготовки непосредственно производства полусферических деталей из листовых заготовок. Время формовки полусфер при постоянном давлении газа может быть надежно оценено как при расчете по аналитическим формулам, так и в результате решения краевых задач теорий ползучести и вязкопластичности методами конечно-элементного моделирования. При этом основной акцент в решении проблемы повышения точности прогноза смещается в сторону идентификации сверхпластических свойств деформируемого материала.

На примере титанового сплава ВТ6 с помощью программного комплекса ANSYS показано, что в том случае, если для идентификации моде-

ли материала используются тестовые формовки, результаты расчетов оказываются намного более корректными, а погрешность оценки снижается с уровня ~20 % (при идентификации модели по результатам стандартных одноосных механических испытаний) до ~3 %.

Литература

1. Backofen W.A., Turner I.R., Avery D.H. Superplasticity in an Al Zn alloy // *Trans. ASM*. 1964. Vol. 57. P. 980—990.
2. Cornfield G.G., Johnson R.H. The forming of superplastic sheet materials // *Int. J. Mech. Sci.* 1970. Vol. 12. P. 479—490.
3. Смирнов О.М. Обработка металлов давлением в состоянии сверхпластичности. М.: Машиностроение, 1979.
4. Paton N.E., Hamilton C.H. (Eds.). Superplastic forming of structural alloys. Warrendale, PA: TMS-AIME, 1982.
5. Padmanabhan K.A., Vasin R.A., Enikeev F.U. Superplastic Flow: Phenomenology and mechanics. Berlin-Heidelberg: Springer-Verlag, 2001.
6. Чумаченко Е.Н., Смирнов О.М., Цепин М.А. Сверхпластичность: материалы, теория, технологии. М.: КомКнига, 2005.
7. Jarrar F.S., Abu-Farha F.K., Hector Jr. L.G., Khraish M.K. Simulation of high-temperature AA5083 bulge forming with a hardening/softening material model // *J. Mater. Eng. Perform.* 2009. Vol. 18. No. 7. P. 863—870.
8. Aksenov S.A., Zakhariyev I.Y., Kolesnikov A.V., Osipov S.A. Characterization of superplastic materials by results of free bulging tests // *Mater. Sci. Forum*. 2016. Vol. 838—839. P. 552—556. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.838—839.552.
9. Tsuzuku T. Superplastic forming of aerospace metallic materials // *Mater. Sci. Forum*. 1999. Vol. 304—306. P. 831—836.
10. Sato E., Sawai S., Uesugi K., Takami T., Furukawa K., Kamada M., Kondo M. Superplastic titanium tanks for propulsion system of satellites // *Mater. Sci. Forum*. 2007. Vol. 551—552. P. 43—48.
11. Beck W., Duong L., Rogall H. Titan 6-4 hemispheres for SCA system of Ariane 5 // *Mat.-Wiss. U. Werkstofftech.* 2008. Vol. 39. No. 4—5. P. 293—297. DOI: 10.1002/mawe.200800292.
12. Jovane F. An approximate analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm: theory and experiments // *Int. J. Mech. Sci.* 1968. Vol. 10. No. 5. P. 403—427.
13. Belk J.A. Quantitative model of the blow-forming of spherical surfaces in superplastic sheet metal // *Int. J. Mech. Sci.* 1975. Vol. 17. P. 505—511.
14. Enikeev F.U., Kruglov A.A. An analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm // *Int. J. Mech. Sci.* 1995. Vol. 37. P. 473—483.
15. Kitaeva D.A., Rudaev Ya.I. On the threshold stress in superplasticity // *Russ. J. Appl. Phys. Tech. Phys.* 2014. Vol. 59. No. 11. P. 1616—1619.
16. Жеребцов Ю.В., Ганиева В.Р., Еникеев Ф.У. Расчет продолжительности процесса свободной формовки листового проката в цилиндрическую матрицу в состоянии сверхпластичности // *Технол. машиностроения*. 2011. No. 8. С. 11—18.
17. Chen Y., Kibble K., Hall R., Huang X. Numerical analysis of superplastic blow forming of Ti—6Al—4V alloys // *Mater. Design*. 2001. Vol. 22. P. 679—685.
18. O'Brien M.J., Bremen H.F., Furukawa M., Horita Z., Langdon T.G. A finite element analysis of the superplastic forming of an aluminum alloy processed by ECAP // *Mater. Sci. Eng.* 2007. Vol. A456. P. 236—242.
19. Giuliano G., Franchitti S. On the evaluation of superplastic characteristics using the finite element method // *Int. J. Machine Tools & Manufacture*. 2007. Vol. 47. P. 471—476.
20. Hojjati M.H., Zoorabadi M., Hosseiniour S.J. Optimization of superplastic hydroforming process of Aluminium alloy 5083 // *J. Mater. Process. Technol.* 2008. Vol. 205. P. 482—488.
21. Enikeev F.U. Mathematical modeling of processes of pressure treatment of industrial titanium alloys of the superplasticity state // *Russ. J. Non-Ferr. Met.* 2008. Vol. 49. No. 1. P. 34—41.
22. Perzyna P. Fundamental problems in viscoplasticity // *Adv. Appl. Mech.* 1966. No. 9. P. 243—377.
23. Bonet J., Gil A., Wood R.D., Said R., Curtis R.V. Simulating superplastic forming // *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 2006. Vol. 195. P. 6580—6603.
24. Akhunova A.H., Dmitriev S.V., Kruglov A.A., Safiullin R.V. Constitutive relations for superplastic flow modeling from two axial loading experiments // *Key Eng. Mater.* 2010. Vol. 433. P. 319—323.
25. Ganieva V.R., Lyubimov A.S., Kutlueva A.I., Enikeev F.U. Unbiased estimates of the parameter rate sensitivity of superplastic materials // *Russ. J. Non-Ferr. Met.* 2012. No. 3. P. 250—254.

References

1. Backofen W.A., Turner I.R., Avery D.H. Superplasticity in an Al Zn Alloy. *Trans. ASM*. 1964. Vol. 57. P. 980—990.
2. Cornfield G.G., Johnson R.H. The forming of superplastic sheet materials. *Int. J. Mech. Sci.* 1970. Vol. 12. P. 479—490.
3. Smirnov O.M. Obrabotka metallov davleniem v sostojanii sverhplastichnosti [Processing of metals pressure in a

- condition of superplasticity]. Moscow: Mashinostroenie, 1979.
4. Paton N.E., Hamilton C.H. (Eds.). Superplastic forming of structural alloys. Warrendale, PA: TMS-AIME, 1982.
 5. Padmanabhan K.A., Vasin R.A., Enikeev F.U. Superplastic Flow: Phenomenology and Mechanics. Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, 2001.
 6. Chumachenko E.N., Smirnov O.M., Tsepin M.A. Sverkhplastichnost': materialy, teoriya, tekhnologii [Superplasticity: materials, theory, technologies]. Moscow: Kom-Kniga, 2005.
 7. Jarrar F.S., Abu-Farha F.K., Hector Jr. L.G., Khraisheh M.K. Simulation of high-temperature AA5083 bulge forming with a hardening/softening material model. *J. Mater. Eng. Perform.* 2009. Vol. 18. No. 7. P. 863—870.
 8. Aksenov S.A., Zakhariev I.Y., Kolesnikov A.V., Osipov S.A. Characterization of superplastic materials by results of free bulging tests. *Mater. Sci. Forum.* 2016. Vol. 838—839. P. 552—556. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.838—839.552.
 9. Tsuzuku T. Superplastic forming of aerospace metallic materials. *Mater. Sci. Forum.* 1999. Vol. 304—306. P. 831—836.
 10. Sato E., Sawai S., Uesugi K., Takami T., Furukawa K., Kamada M., Kondo M. Superplastic titanium tanks for propulsion system of satellites. *Mater. Sci. Forum.* 2007. Vol. 551—552. P. 43—48.
 11. Beck W., Duong L., Rogall H. Titan 6-4 hemispheres for SCA system of Ariane 5. *Mat.-Wiss. U. Werkstofftech.* 2008. Vol. 39. No. 4—5. P. 293—297. DOI: 10.1002/mawe.200800292.
 12. Jovane F. An approximate analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm: theory and experiments. *Int. J. Mech. Sci.* 1968. Vol. 10. No. 5. P. 403—427.
 13. Belk J.A. Quantitative model of the blow-forming of spherical surfaces in superplastic sheet metal. *Int. J. Mech. Sci.* 1975. Vol. 17. P. 505—511.
 14. Enikeev F.U., Kruglov A.A. An analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm. *Int. J. Mech. Sci.* 1995. Vol. 37. P. 473—483.
 15. Kitaeva D.A., Rudaev Ya.I. On the threshold stress in superplasticity. *Russ. J. Appl. Phys. Tech. Phys.* 2014. Vol. 59. No. 11. P. 1616—1619.
 16. Zherebtsov U.V., Ganieva V.R., Enikeev F.Y. Raschet prodolzhitel'nosti protsessa svobodnoi formovki listovogo prokata v tsilindricheskuu matritsu v sostoyanii sverhplastichnosti [Determination of time characteristics of the superplastic forming of a sheet into a cylindrical die]. *Tekhnologiya mashinostroeniya.* 2011. No. 8. C. 11—18.
 17. Chen Y., Kibble K., Hall R., Huang X. Numerical analysis of superplastic blow forming of Ti—6Al—4V alloys. *Mater. Design.* 2001. Vol. 22. P. 679—685.
 18. O'Brien M.J., Bremen H.F., Furukawa M., Horita Z., Langdon T.G. A finite element analysis of the superplastic forming of an aluminum alloy processed by ECAP. *Mater. Sci. Eng.* 2007. Vol. A456. P. 236—242.
 19. Giuliano G., Franchitti S. On the evaluation of superplastic characteristics using the finite element method. *Int. J. Machine Tools & Manufacture.* 2007. Vol. 47. P. 471—476.
 20. Hojjati M.H., Zoorabadi M., Hosseini-pour S.J. Optimization of superplastic hydroforming process of Aluminum alloy 5083. *J. Mater. Process. Technol.* 2008. Vol. 205. P. 482—488.
 21. Enikeev F.U. Mathematical modeling of processes of pressure treatment of industrial titanium alloys of the superplasticity state. *Russ. J. Non-Ferr. Met.* 2008. Vol. 49. No. 1. P. 34—41.
 22. Perzyna P. Fundamental problems in viscoplasticity. *Adv. Appl. Mech.* 1966. No. 9. P. 243—377.
 23. Bonet J., Gil A., Wood R.D., Said R., Curtis R.V. Simulating superplastic forming. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 2006. Vol. 195. P. 6580—6603.
 24. Akhunova A.H., Dmitriev S.V., Kruglov A.A., Safiullin R.V. Constitutive relations for superplastic flow modeling from two axial loading experiments. *Key Eng. Mater.* 2010. Vol. 433. P. 319—323.
 25. Ganieva V.R., Lyubimov A.S., Kutlueva A.I., Enikeev F.U. Unbiased estimates of the parameter rate sensitivity of superplastic materials. *Russ. J. Non-Ferr. Met.* 2012. No. 3. P. 250—254.