

УДК 539.3: 519.8

© 2004 г. Е. Н. ЧУМАЧЕНКО

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ ОБОЛОЧЕК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ В УСЛОВИЯХ ПОНИЖЕННЫХ ТЕМПЕРАТУР СВЕРХПЛАСТИЧНОСТИ

Обсуждается выбор температурно-скоростных режимов формовки промышленных титановых сплавов. На примере сплава ВТ-6 анализируется возможность снижения температуры промышленной формовки. Экспериментальные лабораторные исследования механических свойств материала, разработанная математическая модель, имитационное моделирование с помощью вычислительного комплекса SPLEN-O, показали, что температуру промышленной формовки можно существенно понизить. При этом давление формовки рассчитывается по специальному алгоритму, учитывающему текущее физическое состояние материала оболочки и специфику трения оболочки о поверхность штампа. Рассчитанный режим формовки обеспечивает максимум проявления сверхпластических свойств материала в заданных областях деформируемой оболочки.

Сделанные теоретические прогнозы о формоизменении металла при формовке проверялись экспериментально. В лабораторных условиях осуществлена формовка специальных изделий по рассчитанным режимам давления. Экспериментальные исследования подтвердили сделанные теоретические прогнозы и о возможности снижения температуры сверхпластической формовки (СПФ) и об особенностях формообразования оболочек.

1. Введение. Титановые сплавы имеют высокую удельную прочность (т.е. отношение предела прочности к плотности) и широко используются в аэрокосмической промышленности. В то же время полуфабрикаты из титановых сплавов достаточно дороги, в частности из-за большого числа технологических переделов (неоднократный вакуумный переплав, трудоемкая горячая обработка давлением и т.д.) и невозможности холодной штамповки листов. Деформация в состоянии сверхпластичности – это один из эффективных способов получения сложных деталей из листовых заготовок, который позволяет снизить стоимость их изготовления.

Особенностью двухфазных титановых сплавов является способность к сверхпластической деформации серийных промышленных листов без специальной подготовки структуры. Их поэтому называют “природно” сверхпластичными.

Оптимальная температура СПФ для широко распространенного титанового сплава ВТ6 (Ti-6% Al-4% V) составляет 900–925°C [1–3].

Актуальной является проблема снижения температуры СПФ. Снижение температуры позволяет уменьшить окисление и разгар матриц, снизить стоимость оборудования для формовки и увеличить срок его службы.

Настоящие исследования были проведены с целью установления температурной зависимости механических свойств титановых сплавов и их способности к сверхпластическому деформированию, разработке теоретических основ построения прогнозов и оптимизации формоизменения оболочек при пониженных температурах СПФ. Боль-

шое внимание уделено последующему численному построению прогнозов формоизменения и их экспериментальной проверке.

2. Постановка задачи о медленном течении физически нелинейных сред с учетом контактного трения. Пусть рассматриваемое тело занимает область с границей S в декартовой системе координат X_m в некоторый момент времени t . Обозначим вектор поверхностных сил, действующих на части граничной поверхности S_σ , через $\mathbf{P}_n = P_n \mathbf{k}_i$, вектор скоростей перемещений, заданный на другой части граничной поверхности S_u , через $\mathbf{\Phi} = \Phi_i \mathbf{k}_i$. На участке границы $S_{\sigma u}$ заданы смешанные граничные условия контактного типа, т.е. условие непроницаемости штампов и условия сопротивления скольжению деформируемого металла вдоль поверхности штампа. Естественно, предполагается, что $S_\sigma + S_u + S_{\sigma u} = S$. Введем обозначения: σ_{ij} – компоненты тензора напряжений, $\dot{\epsilon}_{ij}$ – компоненты тензора скорости деформации, u_i – скорость перемещения частиц среды.

Граничные условия на контуре деформируемого тела могут быть записаны следующим образом:

$$\begin{aligned} \mathbf{S}_n &= \mathbf{P}_n, \quad \mathbf{S}_n = S_i L_{n_i} = \sigma_{ij} L_{n_i} \mathbf{k}_j \quad \text{на } S_\sigma \\ \mathbf{U} &= \mathbf{\Phi}, \quad \mathbf{U} = u_i \mathbf{k}_i \quad \text{на } S_u \\ \mathbf{U}_n &= f(t) \mathbf{n}, \quad \boldsymbol{\tau}_n = \gamma \tau^L \mathbf{L} \quad \text{на } S_{\sigma u} \end{aligned} \quad (2.1)$$

где L_{n_i} – направляющие косинусы вектора нормали \mathbf{n} ; \mathbf{k}_i – ортонормированный репер; $f(t)$ – известная функция, характеризующая скорость перемещения штампа (для рассматриваемого случая $f(t) = 0$), $\boldsymbol{\tau}_n$ – касательные напряжения; \mathbf{n} , \mathbf{L} – нормальные и касательные орты в произвольной точке поверхности штампа; γ – коэффициент, определяющий направление скольжения; τ^L – рассчитываемая величина сопротивления скольжению; \mathbf{U}_n – скорость перемещения по нормали к поверхности штампа.

Девიაторы напряжений и скорости деформации обозначим волнистой чертой сверху

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij}, \quad \sigma = \sigma_{ij} \delta_{ij} / 3, \quad \tilde{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij} - \dot{\epsilon} \delta_{ij}, \quad \dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{ij} \delta_{ij} / 3 = \theta / 3 \quad (2.2)$$

Соотношения Коши, связывающие компоненты тензора скорости деформации и скорости перемещения частиц, имеют вид

$$\dot{\epsilon}_{ij} = (u_{i,j} + u_{j,i}) / 2 \quad (2.3)$$

Существенную роль будут играть также вторые инварианты девიაторов $\tilde{\sigma}_{ij}$, $\tilde{\epsilon}_{ij}$, причем квадратные корни из этих инвариантов будем называть модулями девиаторов и обозначать

$$\tilde{\sigma} = \sqrt{\tilde{\sigma}_{ij} \tilde{\sigma}_{ij}} = \sigma_u \sqrt{2/3}; \quad \tilde{\epsilon} = \sqrt{\tilde{\epsilon}_{ij} \tilde{\epsilon}_{ij}} = \epsilon_u \sqrt{3/2} \quad (2.4)$$

Девиаторы напряжений и скорости деформаций в этом случае, как и для нелинейных изотропных вязких жидкостей, пропорциональны

$$\tilde{\sigma}_{ij} = 2\mu \tilde{\epsilon}_{ij} \quad (2.5)$$

Проведя свертку по индексам i, j в этом соотношении, получим

$$2\mu = \tilde{\sigma} / \dot{\epsilon} = 2\sigma_u / (3\dot{\epsilon}_u) \quad \text{или} \quad \sigma_u = 3\mu\dot{\epsilon}_u \quad (2.6)$$

Тогда будем иметь

$$\sigma_{ij} - \sigma\delta_{ij} = \frac{2\sigma_u}{3\dot{\epsilon}_u}(\dot{\epsilon}_{ij} - \dot{\epsilon}\delta_{ij}) \quad (2.7)$$

Во многих задачах о деформировании металлов принимается гипотеза о несжимаемости среды. Однако при этом увеличивается число уравнений и соответственно число искомых величин, что при расчетах на компьютерах часто связано с существенным увеличением памяти и машинного времени. Кроме того, при использовании метода конечных элементов условие несжимаемости может привести к затруднению и даже невозможности применения наиболее простых и удобных треугольных элементов [4].

Этих трудностей можно избежать, считая среду сжимаемой [5, 6]. Примем, что шаровые части тензора напряжений и тензора деформации связаны между собой законом Гука

$$\sigma = K\theta = K \int_0^t \dot{\theta} dt = K \left[\int_0^{t_1} \dot{\theta} dt + \int_{t_1}^{t_2} \dot{\theta} dt + \dots + \int_{t_{n-1}}^t \dot{\theta} dt \right] = K \sum_{i=0}^{n-1} \Delta t_i \dot{\theta}_i + K\Delta t_n \dot{\theta}_n = \sigma^* + K\Delta t \dot{\theta} \quad (2.8)$$

Этот прием позволяет свести интегро-дифференциальные уравнения движения к дифференциальным уравнениям того же порядка.

Выполняя соответствующие подстановки в (2.7), запишем теперь соотношения между напряжениями и скоростями перемещений

$$\sigma_{ij} = \mu(u_{i,j} + u_{j,i}) + [(K\Delta t - 2\mu/3)u_{p,p} + \sigma^*] \delta_{ij} \quad (2.9)$$

Поле температур T в рассматриваемых задачах предполагается известным, и поэтому уравнения механики сплошной среды становятся замкнутыми только на основании связи $\sigma_{ij} \sim \dot{\epsilon}_{ij}$.

Формоизменение в состоянии сверхпластичности происходит при малых скоростях деформации металла, которые в процессе деформации изменяются достаточно медленно (квазистатическая задача). Весь временной интервал разбивается на подинтервалы Δt , внутри которых считается, что изменение скорости перемещений не происходит. Это позволяет на каждом шаге деформирования выполнять уравнения равновесия

$$\sigma_{ij,j} = 0 \quad (2.10)$$

В [7] доказано, что при условии

$$3\mu_0 \geq \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \geq \frac{d\sigma_u}{d\dot{\epsilon}_u} > 0 \quad (2.11)$$

система уравнений (2.10) эллиптического типа, причем решение задачи (2.6), (2.9), (2.10) с граничными условиями (2.1) существует, если существует решение соответствующей задачи о движении линейной сжимаемой вязкой жидкости.

Приближенное решение строится методом “упругих решений” Ильюшина А.А. [8], сходимость которого доказана [7]. Заметим, что именно сходимость последовательных приближений доказывает существование решения задачи.

Поставленная краевая задача относится к задачам с изменяющимися во времени границами.

До решения задачи известны только лишь начальные условия на границе деформируемого тела. Граничные условия в момент времени $t_{i+1} = t_i + \Delta t_i$ определяются напряженно-деформированным состоянием заготовки в момент времени t_i и могут быть найдены из решения задачи при $t = t_i$.

Граничные условия в напряжениях на интервале изменения времени $[t, t + \Delta t]$ задаются на конфигурации границы $S|_t$, определенной решением задачи на интервале $[t - \Delta t, t]$, исходя из заданного закона нагружения. Аналогично задаются граничные условия в скоростях.

На контактной поверхности $S_{\sigma u}$ существуют зоны прилипания и скольжения, от соотношения которых зависят деформации во всем объеме деформируемого тела. Для определения этих зон введем критерии начала скольжения точки по поверхности инструмента и ее останова. Для каждой контактной точки граничные условия на $S_{\sigma u}$ будут кинематические при прилипании и смешанные при скольжении. Поскольку величина возникающих напряжений трения связана с напряженно-деформированным состоянием материала в приконтактном слое и заранее неизвестна, примем, что граничные условия на интервале Δt определяются по решению задачи на предыдущем интервале $[t - \Delta t, t]$.

Скольжение начнется при условии, когда касательные напряжения превысят напряжение трения покоя, останова контактных точек осуществится по условию обращения в нуль касательных напряжений или скоростей контактных скольжений. В качестве закона трения выбрана формула Леванова, описывающая нелинейную зависимость касательных напряжений τ^L от напряженно-деформированного состояния в приконтактном слое [9]:

$$\tau^L = 0.58k_{fr}\sigma_u[1 - \exp(-1.25|P|/\sigma_u)] \quad (2.12)$$

где σ_u – интенсивность напряжений в приконтактном слое, P – нормальное давление.

Обобщенная характеристика контактной поверхности k_{fr} (коэффициент трения Леванова), по данным работы [9], учитывает следующие факторы процесса трения: шероховатость поверхности инструмента и заготовки, адгезионные свойства пары деформируемый металл-инструмент, наличие окисных пленок, наличие, характер и толщину смазки, наличие и свойства покрытий, температуру на контакте и т.п.

На $S_{\sigma u}$ для зоны прилипания

$$\mathbf{u}|_{t+\Delta t} = \mathbf{v}|_{t+\Delta t}, \quad \text{если} \quad \begin{cases} u^K|_t = 0 & \text{и} \quad |\boldsymbol{\tau}|_t \leq \tau^L|_t \\ \text{или} \\ u^K|_t \neq 0 & \text{и} \quad \exists t^* \in [t - \Delta t, t] : |\boldsymbol{\tau}|_{t^*} = 0 \end{cases} \quad (2.13)$$

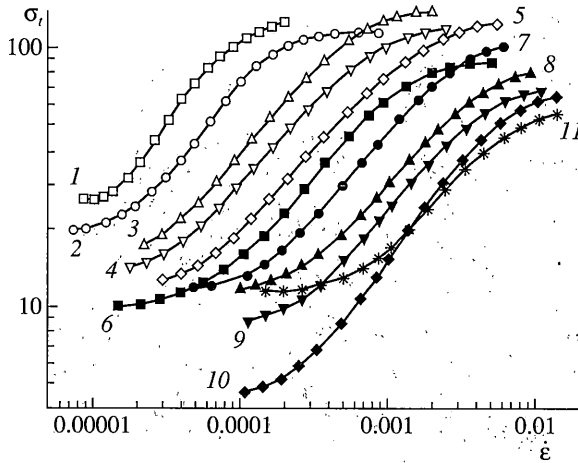
для зоны скольжения

$$\begin{cases} (\mathbf{u}|_{t+\Delta t} - \mathbf{v}|_{t+\Delta t})\mathbf{n} = 0 \\ \boldsymbol{\tau}|_{t+\Delta t} = -\tau^L|_t \mathbf{L} \end{cases} \quad \text{если} \quad \begin{cases} u^K|_t = 0 & \text{и} \quad |\boldsymbol{\tau}|_t > \tau^L|_t \\ \text{или} \\ u^K|_t \neq 0 & \text{и для} \quad \forall t^* \in [t - \Delta t, t] : |\boldsymbol{\tau}|_{t^*} \neq 0 \end{cases} \quad (2.14)$$

$$\mathbf{L} = (\mathbf{u} - \mathbf{v})/|\mathbf{u} - \mathbf{v}|_t$$

где \mathbf{n} – вектор нормали к поверхности, \mathbf{v} – скорость движения штампа, u^K – касательная компонента скорости контактной точки.

На первом малом шаге деформирования на всей контактной поверхности принимаются условия прилипания, на втором – производится оценка напряженного состояния



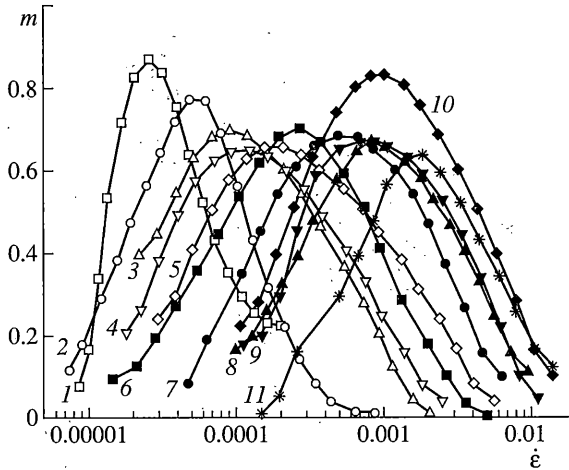
Фиг. 1

в приконтактном слое материала, и определяются участки контактной поверхности, на которых реализуются зоны прилипания и скольжения. На последующих шагах по времени для зон прилипания проводится проверка на превышение модуля касательного напряжения τ^L , для зон скольжения оценивается условие падения до нуля скоростей контактных точек и касательных напряжений. Компьютерная реализация граничных условий осуществляется по специальной методике [10–14].

3. Определение температурной зависимости механических свойств сплава ВТ6¹.

Первая процедура состояла в определении основных показателей сверхпластичности, т.е. зависимостей напряжения течения σ_{SC} (МПа) от скорости деформации $\dot{\epsilon}_{opt}$ (s^{-1}) для каждой температуры в интервале от 700 до 950°C с шагом 25°C. Проводились испытания со ступенчатым (скачковым) понижением скорости растяжения $\dot{\epsilon}_{SC}$. На фиг. 1 показано влияние скорости деформации $\dot{\epsilon}$ (s^{-1}) на напряжение течения σ (МПа) при разных температурах сверхпластической деформации сплава ВТ6. Эти результаты получены по испытаниям не менее трех образцов на температуру, среднее квадратичное отклонение проведенных кривых от положения экспериментальных точек не превышает 0.05 (кривые 1–11 соответствуют температурам: 700, 725, 750, 775, 800, 825, 850, 875, 900, 925, 950°C). Дифференцируя эти зависимости, получили зависимости индекса m , характеризующего наклон касательной к кривой σ_{SC} , от скорости деформации (фиг. 2). Анализ зависимостей индекса m от скорости деформации для каждой исследованной температуры позволил определить оптимальную скорость деформации $\dot{\epsilon}_{opt}$, соответствующую максимуму индекса m , и область скоростей деформации, обычно называемую вторым скоростным интервалом сверхпластичности. При промышленной формовке изделий в условиях сверхпластичности необходимо поддерживать скорость деформации в профиле деформируемой заготовки не выходящей за пределы этого интервала. Это позволяет максимально использовать эффект сверхпластичности и получить в результате качественное изделие с обычно повышенными требованиями к технологическим допускам.

¹ Экспериментальные работы выполнялись в МИСиС под руководством профессора Портного В.К.



Фиг. 2

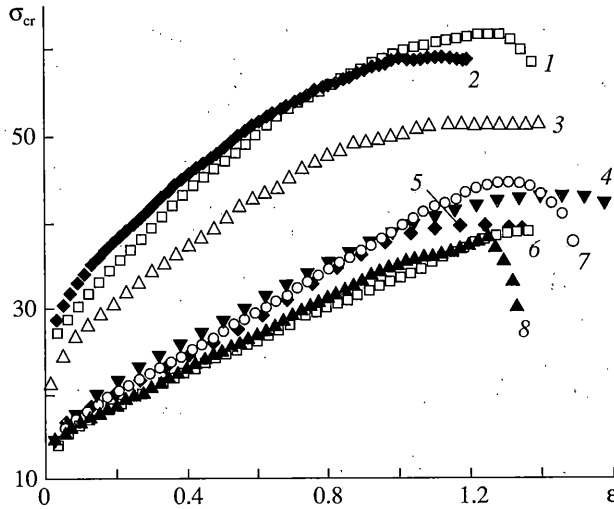
Следует отметить, что и при температурах 700–775°C сплав ВТ6 проявляет все признаки сверхпластичности (фиг. 1, 2), однако при этих температурах скорости деформации, соответствующие максимальному значению индекса m , находятся в диапазоне 10^{-5} с^{-1} . При температурах выше 775°C оптимальные скорости лежат в диапазоне 10^{-4} с^{-1} и выше.

Из фиг. 1, 2 следует, что для исследуемого промышленного сплава ВТ6 стандартного состава, лист которого получен по стандартной технологии, температуры ниже 775°C вряд ли пригодны для промышленной формовки, так как на порядок снижающаяся скорость деформации на порядок увеличивает время формовки и в 2–3 раза давление формовки. При оценке эффективности технологии производства оболочек в зависимости от температуры формовки, необходимо учитывать, что с понижением температуры, выигрыш в стойкости штампов и увеличении времени их эксплуатации, может сопровождаться существенной потерей производительности и изменением энергоемкости процесса.

По мере повышения температуры испытаний до 925°C показатели сверхпластичности становятся все более благоприятными для проведения промышленной формовки. Оптимальные скорости деформации $\dot{\epsilon}_{\text{opt}}$ возрастают, напряжения течения σ_{sc} снижаются, второй скоростной интервал расширяется. При температуре 950°C, близкой к β -транзу (полное исчезновение α -фазы), параметры сверхпластической деформации начинают ухудшаться. По этим соображениям далее более подробно исследовали сплав в интервале температур 750–925°C.

Вторая экспериментальная процедура: испытание образцов на растяжение с постоянной, оптимальной для каждой температуры, скоростью деформации $\dot{\epsilon}_{\text{opt}}$. Постоянная скорость деформации поддерживалась испытательной машиной с помощью специальной компьютерной программы.

Испытания для каждой скорости деформации проводили на 3–6 образцах. Зависимости напряжения течения σ_{cr} от логарифмической деформации ϵ при разных температурах и соответствующих оптимальных скоростях деформации $\dot{\epsilon}_{\text{opt}}$ представлены на фиг. 3, из которых следует, что сплав ВТ6 по мере растяжения с $\dot{\epsilon}_{\text{opt}}$ может заметно упрочняться.



Фиг. 3

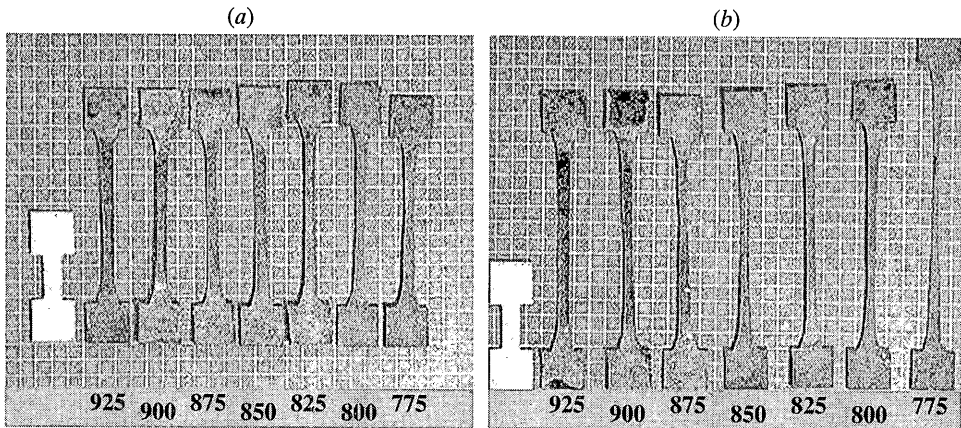
В данном случае, особенно при понижении температуры, упрочнение приводит к увеличению напряжения течения в 3–4 раза, и мало вероятно, чтобы такое упрочнение при сверхпластической деформации было вызвано только ростом зерна, как это предполагалось до проведения этих специальных экспериментальных исследований со сплавом ВТ6. Следует отметить, что кривые растяжения с оптимальными скоростями деформации при температурах 825–925°С очень близки (фиг. 3, кривые 4–8) и почти накладываются одна на другую. Кривые, полученные при температурах 750–800°С лежат заметно выше по напряжению, в 1.5–2 раза (фиг. 3, кривые 1–3).

На фиг. 4 показаны образцы сплава ВТ6, растянутые с постоянными оптимальными скоростями деформации до $\approx 300\%$ (а), и $\approx 400\%$ (б) при разных температурах (указаны цифрами под каждым образцом).

В испытаниях с постоянными оптимальными скоростями деформации выяснилось еще одно важное обстоятельство. Оказалось, что при всех температурах, выше 775°С, равномерная деформация наблюдается только до $\approx 300\%$ (фиг. 4,а), при дальнейшей деформации ($>300\%$) на образцах более заметными становятся размытые шейки, свидетельствующие о локализованном (неоднородном) течении. При температуре 775°С такие размытые шейки появляются после $\approx 250\%$ деформации, хотя разрушение образца может произойти после 500% удлинения (фиг. 4,б).

Из этих фактов с очевидностью следует, что при промышленном производстве изделий из листа сплава ВТ6, произведенного по серийной технологии, локальные деформации в элементах конечного изделия не должны превышать значений, соответствующих удлинению в 300%.

Третья экспериментальная процедура состояла в структурном анализе образцов, нагретых до разных температур. Особенность данной исследовательской работы в том, что исследуемый материал не должен подвергаться какой-либо предварительной, стабилизирующей структуру, термической обработке, которую обычно проводят при разработке или проверке реологических теорий. При промышленной эксплуатации сплав поступает на формовку в состоянии поставки с завода-изготовителя. Поэтому все исследования показателей сверхпластичности материала должны проводиться именно в этом состоянии.

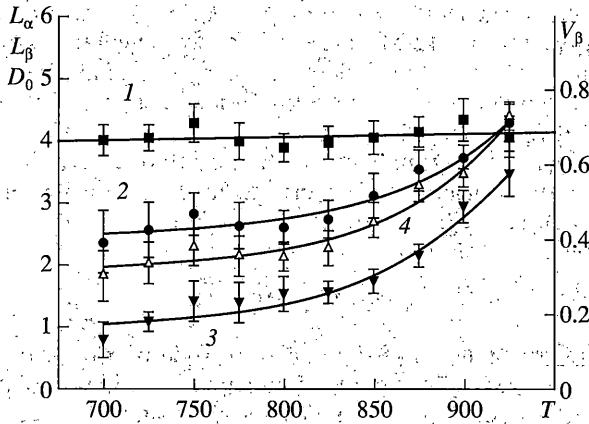


Фиг. 4

Для определения параметров структуры сплава, свойственных данному листу в начальный момент формовки, образцы нагревались до разных температур в течение того же времени, которое требовалось для нагрева образцов перед определением показателей сверхпластичности – обычно 20 мин. Нагрев проводился в атмосфере аргона на специальной установке. Точность поддержания температуры $\pm 2^\circ\text{C}$.

Определение размеров структурных составляющих α - и β -фаз и объемной доли β -фазы V_β проводили методом случайных секущих с помощью полуавтоматического количественного анализатора структуры. Шлиф на столике светового микроскопа просматривали через окуляр – микрометр, имеющий масштабную линейку и движущееся перекрестие.

Произвольно ориентированные секущие (равномерно распределенные по площади шлифа прямые отрезки) мысленно проводились в поле зрения шлифа, перемещая перекрестие окуляр–микрометра. Путь, пройденный перекрестием от одной границы данной структурной составляющей до другой ее границы, по нажатию клавиши фиксировался в соответствующих массивах L_α , L_β и V_β компьютера. По окончании измерений, в каждом из массивов α - и β -фаз содержалось не менее 400 значений. Далее компьютерная программа проводила стандартную статистическую обработку, определяя в том числе V_β – объемную долю β -фазы, как суммарную длину отрезков всех β -зерен на каждой секущей по отношению к полной длине данной секущей. Зависимость характеристик структуры L_α (кривая 1), L_β (кривая 2) и V_β (кривая 3) и комплексного структурного параметра $D_0 = \sqrt{L_\alpha L_\beta}$ (L_α/L_β) (кривая 4) от температуры перед началом сверхпластической деформации сплава ВТб представлена на фиг. 5. Видно, что размер частиц α -фазы слабо меняется с повышением температуры нагрева, тогда как экспоненциальный рост частиц β -фазы и увеличение объемного содержания β -фазы – V_β составляют основные изменения структуры сплава. Из фиг. 5 также следует, что комплексный структурный параметр D_0 изменяется с повышением температуры так же, как укрупняются частицы β -фазы и увеличивается объемная доля V_β этой фазы. Поэтому можно считать, что комплексный структурный параметр D_0 вполне корректно описывает характер структурных изменений сплава с повышением температуры нагрева, и может быть использован при разработке реологических моделей как синоним понятия “размер зерна”. Однако этот комплексный структурный параметр D_0 имеет



Фиг. 5

и недостаток – это наличие у него размерности, вследствие чего изменения структуры у листов сплава ВТ6, полученных из разных плавов нельзя корректно сравнивать.

В связи с этим, параметр D_0 был изменен

$$D_0 = ((L_\alpha L_\beta)^{0.5} L_\beta / L_\alpha) / ((L_\alpha + L_\beta) / 2) \quad (3.1)$$

Теперь он нормирован на среднее арифметическое размеров частиц α - и β -фаз, и может быть использован для коррекции данных в случае отличий состава разных плавов или технологий изготовления листов.

Полученный объем экспериментальных данных по показателям сверхпластичности сплава ВТ6 позволил сформировать следующие соотношения

$$\sigma = A(T) (\dot{\epsilon}_{opt}(T))^m \epsilon^n D_0(T) K_{shift}(T), \quad m = 0.644, \quad n = 0.3 \quad (3.2)$$

$$A(T) = \exp(24.3 - 0.0136(T^\circ C + 273)) \quad (3.3)$$

$$\dot{\epsilon}_{opt}(T) = \exp(-22.6 - 0.0134(T^\circ C + 273)) \quad (3.4)$$

$$D_0(T) = 0.42 + 0.09 \exp((T^\circ C - 662) / 135.3) \quad (3.5)$$

$$K_{shift}(T) = 2.57 - 0.0014(T^\circ C + 273) \quad (3.6)$$

Здесь первая составляющая $A(T) (\dot{\epsilon}_{opt}(T))^m$ – температурная зависимость напряжения течения от оптимальной скорости деформации и m – показатель чувствительности напряжения к скорости деформации. Вторая составляющая ϵ^n – параметр расчета деформационного упрочнения. Третья составляющая оценивает начальное структурное состояние сплава $D_0(T)$ и вносит поправку смещения $K_{shift}(T)$ на уровень напряжения течения, обусловленную стартовой стабилизацией структуры.

Полученные соотношения в дальнейшем были взяты за основу при построении численных прогнозов поведения сплава при газовой формовке в условиях сверхпластичности.

4. Оптимизация режимов СПФ. Во многих практических задачах возникает проблема поддержания условия сверхпластичности в определенных зонах формируемой обо-

лочки, причем эти зоны на разных этапах формовки могут изменяться как по размеру, так и по месту положения [11, 12]. Появление новых решений при модернизации специальных приводов и систем управления ими, делает целесообразным разработку методики для расчетов более точного режима изменения давления, обеспечивающего решение названной проблемы.

Сформулируем задачу в терминах оптимального управления. В качестве управления выступает величина задаваемого газового давления P , позволяющая считать известными величины σ_n и σ_τ на Γ_σ : $\sigma_n = P$, $\sigma_\tau = 0$.

В качестве состояния примем

$$\Gamma = \Gamma(t) = \Gamma_u(t) \cup \Gamma_\sigma(t) \cup \Gamma_{\sigma u}(t), \quad \sigma = \sigma(x, t), \quad \tau = \tau(x, t)|_{x \in \Gamma_{\sigma u}(t)} \quad (4.1)$$

где $\Gamma_u = \Gamma_u(t)$ – часть границы, на которой известна скорость среды; $\Gamma_\sigma = \Gamma_\sigma(t)$ – часть границы, которая является либо свободной поверхностью ($\sigma_n = 0$, $\sigma_\tau = 0$), либо рабочей поверхностью ($\sigma_n = P$, $\sigma_\tau = 0$); $\Gamma_{\sigma u} = \Gamma_{\sigma u}(t)$ – часть границы, на которой заданы условия контактного типа (трение) [13, 14]; $\tau = \tau(t)$ – касательные силы трения, действующие на $\Gamma_{\sigma u}(t)$.

Значение управления P и состояние (4.1) в момент времени t позволяют, получив поле скоростей $u(x, t)$, определить состояние в момент времени $t + \Delta t$. При этом должны выполняться ограничения:

$$f_1 \leq \Gamma(t + \Delta t) \leq f_2 \quad (4.2)$$

где f_1 и f_2 – функции, задающие поверхности штампов.

Помимо этих ограничений можно выписать группу ограничений, характеризующих технические возможности оборудования и системы управления установленной на нем

$$P_{\min} \leq P(t) \leq P_{\max}, \quad V_{\min}^p \leq dP(t)/dt \leq V_{\max}^p \quad (4.3)$$

где P_{\min} , P_{\max} – минимально и максимально допустимые давления; V_{\min}^p , V_{\max}^p – минимально и максимально допустимые скорости изменения давления.

Условия возникновения сверхпластичности в заданных зонах $\Omega_k(t)$:

$$\dot{\epsilon}_u^{\text{opt}}(t) - \Delta_1 \leq \dot{\epsilon}_u(x, t) \leq \dot{\epsilon}_u^{\text{opt}}(t) + \Delta_2, \quad x \in \Omega_k(t) \subset R^3 \quad (4.4)$$

где $\dot{\epsilon}_u^{\text{opt}}$ – оптимальная интенсивность скорости деформации; Δ_1 , Δ_2 – параметры, задающие допустимые отклонения $\dot{\epsilon}_u(x, t)$ в заданных зонах $\Omega_k(t)$.

Условие заполняемости штампа

$$|\Gamma(x, t^*) - D(x)| \leq \delta_1 \quad (4.5)$$

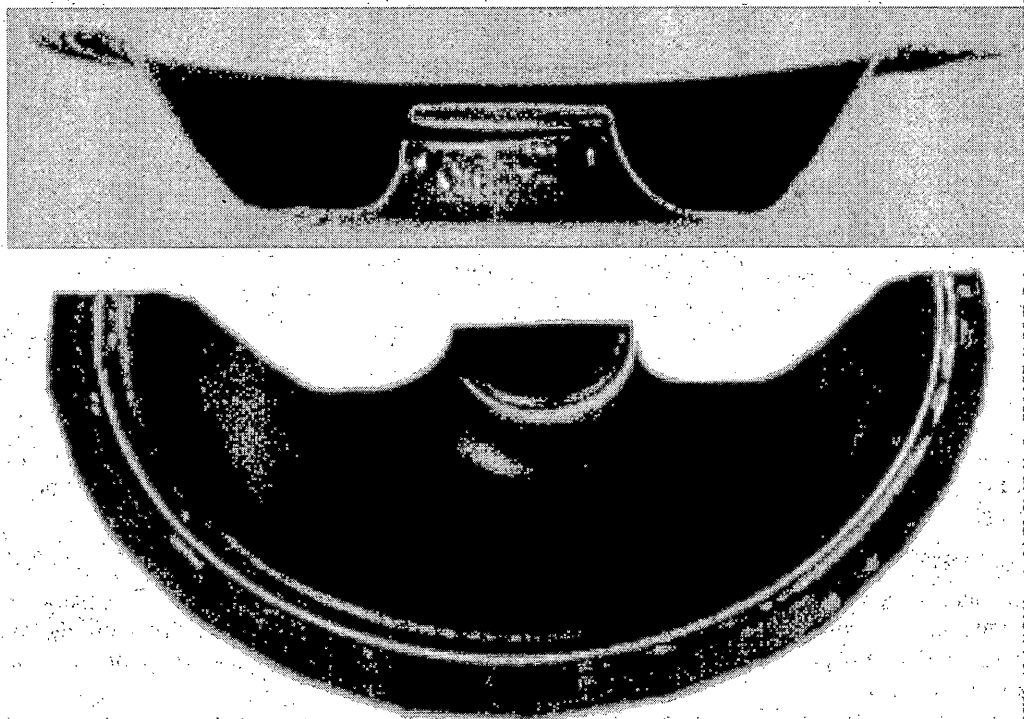
Здесь $D(x)$ – функция, задающая уравнение поверхности желаемой конфигурации изделия; t^* – время окончания процесса; δ_1 – малая величина.

Кроме этого целесообразно ограничить величину максимальной разнотолщинности оболочки в процессе ее формовки

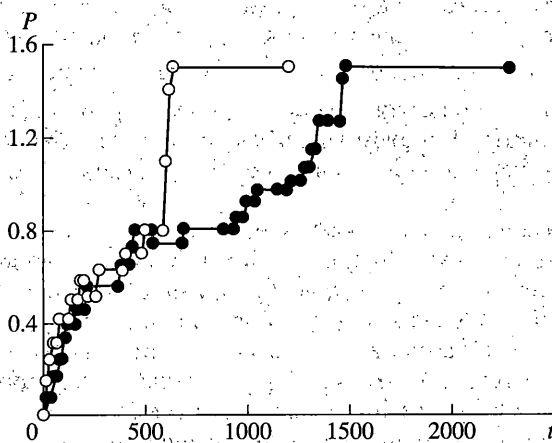
$$|\Delta\Gamma(x, t)_{\max} - \Delta\Gamma(x, t)_{\min}| \leq \delta_2 \quad (4.6)$$

Здесь $\Delta\Gamma(x, t)_{\min}$, $\Delta\Gamma(x, t)_{\max}$ – соответственно минимальная и максимальная толщина оболочки в момент времени t формовки; δ_2 – параметр, характеризующий максимальную допустимую разнотолщинность.

Если дополнить эти требования функционалом качества процесса, который может включать величины, не стесненные ограничениями (например, время процесса, опре-



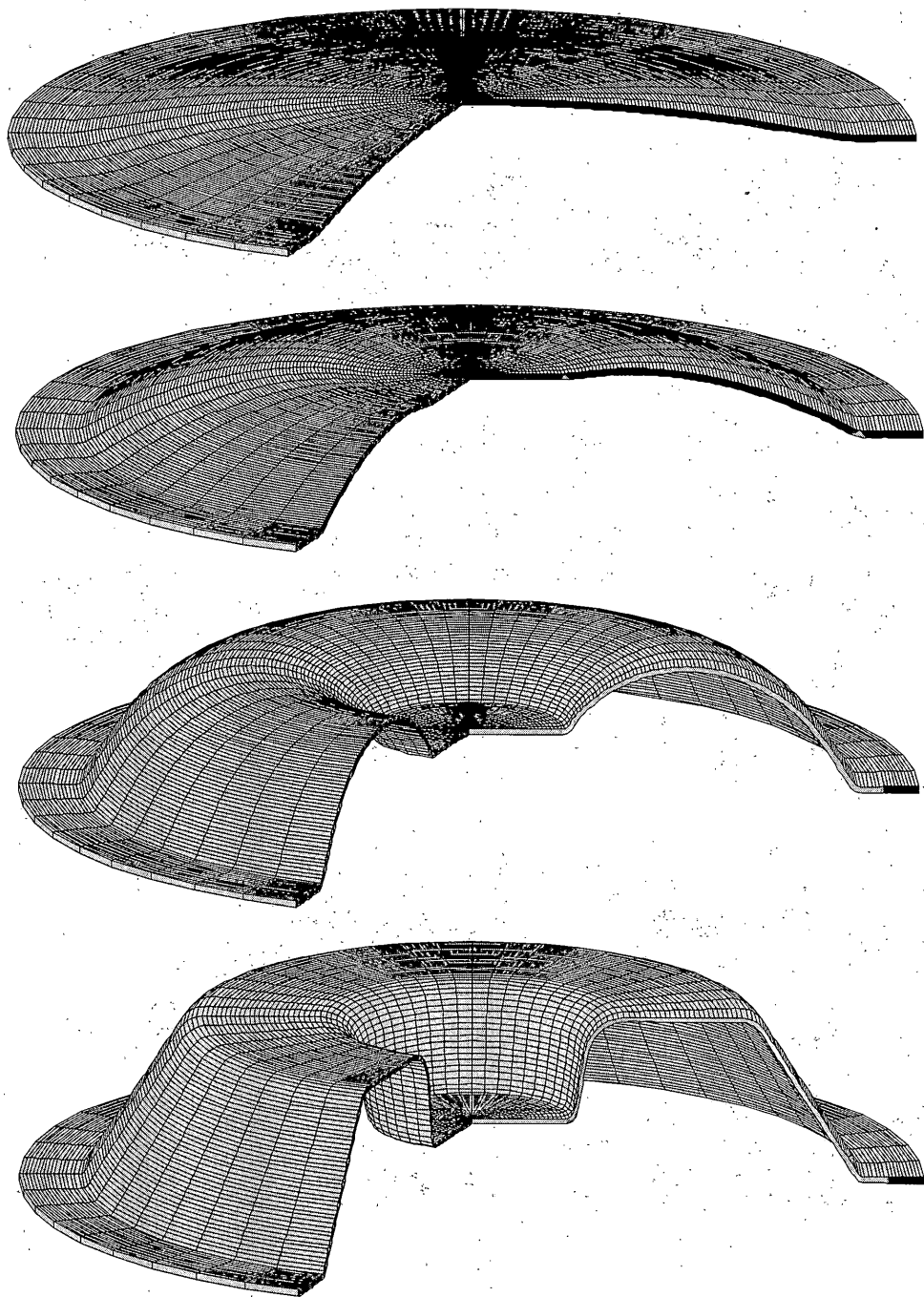
Фиг. 7



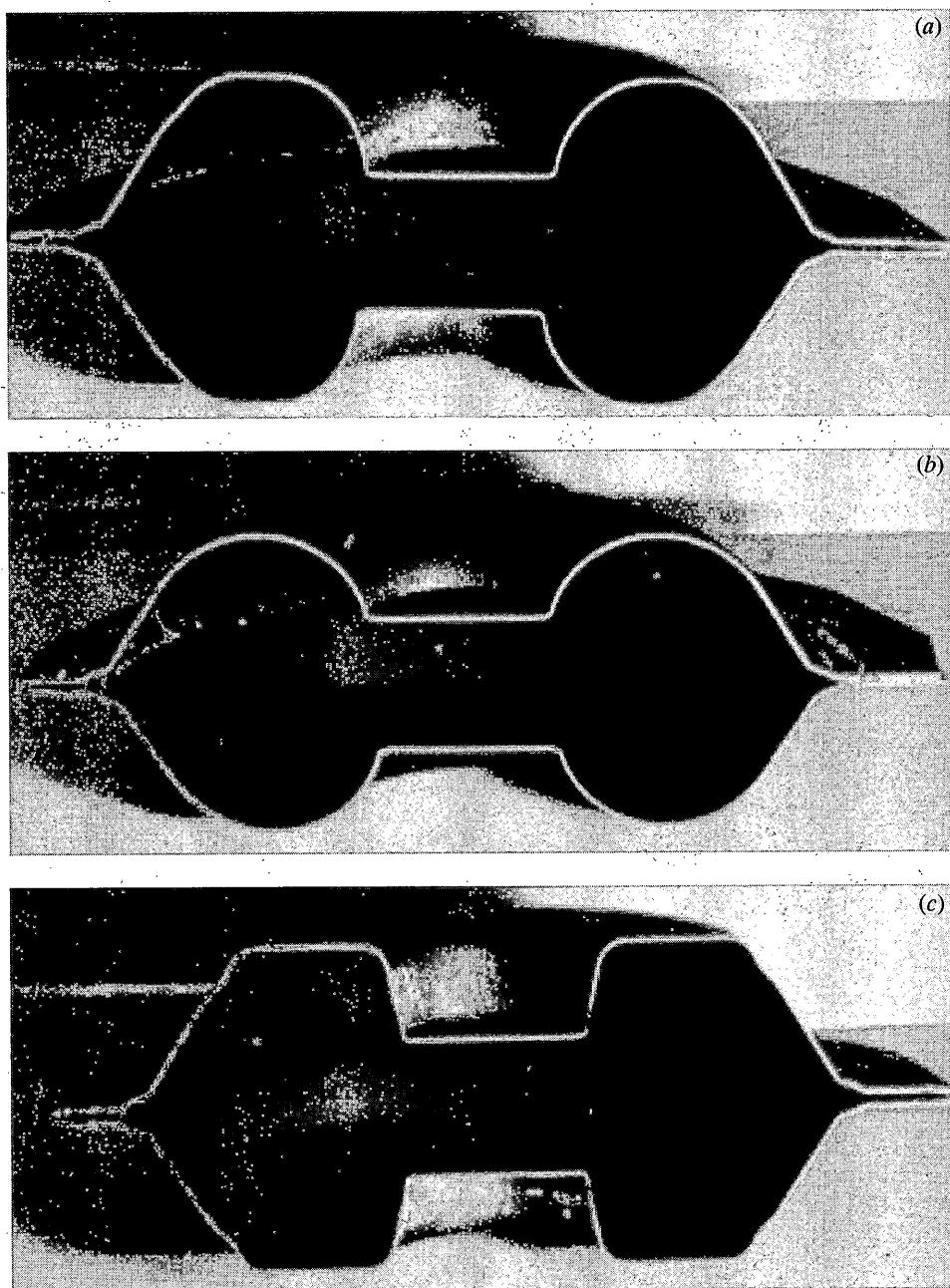
Фиг. 8

ной полуматрицы. Вытяжкой формируются стенки чаши, а усеченный конус в центре дна чаши формируется обтяжкой. Это создает жесткие условия для течения формируемого материала при высокой чувствительности к изменениям режима и небольших размерах модельной детали.

Далее вкладыш устанавливался в пресс-форму, находящуюся в специальном термоблоке печи, и затем сверху устанавливалась титановая листовая заготовка, которая



Фиг. 9



Фиг. 10

зажималась по фланцам. После этого осуществлялся нагрев рабочей полости печи до заданной температуры и выполнялась формовка изделия по задаваемому режиму. Подача давления осуществлялась оператором вручную с помощью вентиля и контролировалась визуально по манометру. После завершения формовки термоблок охлаждался и готовое изделие извлекалось из пресс-формы.

При эмпирическом подборе режима формовки конечные изделия неизбежно получались с браком (фиг. 7).

Расчет режима давления формовки, обеспечивающего максимум проявления сверхпластических свойств и полное, бездефектное заполнение гравюры штампа, осуществляется с помощью вычислительного комплекса SPLEN. Графики формовки сплава ВТ6 при 825°C (темные точки) и 900°C (светлые точки), рассчитанные до полного заполнения матрицы (моменты касания дна приходятся на 1335 и 570 сек для 825 и 900°C, соответственно) представлены на фиг. 8. Анализ формоизменения оболочки на компьютере (фиг. 9) позволил рассчитать характерное время касания оболочкой дна матрицы.

Экспериментальная формовка для сплава ВТ6, выполненная в соответствии со сделанными прогнозами, полностью их подтвердила. На фиг. 10, *a* показано касание дна матрицы в момент $t = 570$ сек при $T = 900^\circ\text{C}$, а на фиг. 10, *b* – в момент $t = 1335$ сек при $T = 825^\circ\text{C}$. На фиг. 10, *c* приводится вид отформованной оболочки ($t = 2100$ сек, $T = 825^\circ\text{C}$).

6. Выводы. Полученные расчетные и экспериментальные данные позволяют сделать заключение об адекватности модели сплава ВТ6 и о пригодности прогнозов вычислительной системы SPLEN для промышленного проектирования технологических процессов газовой формовки из титанового листа.

Обоснована и экспериментально проверена технологическая возможность снижения температуры формовки в условиях сверхпластичности промышленных титановых сплавов³.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Novikov I.K., Portnoj V.K. Superplastizitat von Legierungen. Berlin: Springer, 1984. 200 p.
2. Смирнов О.М. Обработка металлов давлением в состоянии сверхпластичности. М.: Машиностроение, 1979. 184 с.
3. Сверхпластическая формовка конструкционных сплавов / Под. ред. Пейтона Н., Гамильтона К. М.: Металлургия, 1985. 312 с.
4. Чумаченко Е.Н., Скороходов А.Н., Александрович А.И. К вопросу о применении МКЭ в задачах о деформировании несжимаемых сред // Изв. вузов. Черная металлургия. 1985. № 9. С. 89–92.
5. Чумаченко Е.Н., Макарова Л.Т., Скороходов А.Н., Смирнов О.М. Расчет формоизменения оболочек вращения при газостатической формовке в состоянии сверхпластичности // Изв. вузов. Черная металлургия. 1985. № 3. С. 71–75.
6. Чумаченко Е.Н., Макарова Л.Т., Муркин В.В. Расчет технологических параметров пневмоформовки оболочек в матрицу // Кузнечно-штамповочное производство. 1987. № 2. С. 5–6.
7. Ленский В.С. Введение в теорию пластичности. М.: Изд-во МГУ, 1969. 92 с.
8. Ильюшин А.А. Пластичность. М., Л.: Гостехиздат, 1948. 376 с.
9. Леванов А.Н., Колмогоров А.Л., Буркин С.П. и др. Контактное трение в процессах ОМД. М.: Металлургия, 1976. 416 с.
10. Давыдов В.С., Чумаченко Е.Н. Метод реализации контактного взаимодействия в МКЭ при решении задач о формоизменении сплошных сред // Известия РАН. МТТ. 2000. № 4. С. 53–63.
11. Chumachenko E.N., Smirnov O.M., Chumachenko S.E. Stress-strain state of a blank in superplastic bulk forming under mutual influence of natural rheology and contact friction // Materials Science Forum. 1997. V. 243–245. P. 745–750.
12. Chumachenko E., Tsepin M., Tchekine A., Panina O. Calculation of the structural characteristics evolution during superplastic forming of shells by SPLEN-O application computer program set // J. Mater. Sci. Technol. 2001. V. 17. № 1. P. 111–112.
13. Ефимов А.Б., Романюк С.Н., Чумаченко Е.Н. Об определении закономерностей трения в процессах ОМД // Изв. РАН. МТТ. 1995. № 6. С. 82–98.

³ Исследования выполнены при поддержке международной корпорации AIRBUS INDUSTRIE GIE и КОММЕК Лтд. (Россия).

14. Чумаченко *Е.Н.* Моделирование контактного взаимодействия в процессах обработки материалов давлением // Кузнечно-штамповочное производство. 1996. № 5. С. 2–6.
15. Чумаченко *Е.Н.* Математическое моделирование формоизменения оболочек в условиях сверхпластичности. М.: МГИЭМ, 1999. 158 с.
16. Чумаченко *Е.Н.*, Чумаченко *С.Е.* Математическое моделирование режимов давления, обеспечивающих формоизменение нелинейно-вязких оболочек в условиях локальной реализации сверхпластического течения // Изв. РАН. МТТ. 2000. № 6. С. 134–142.

Москва

Поступила в редакцию
13.11.2002