

## Анализ напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при сверхпластической формовке круглой мембраны Часть II. Моделирование процесса сверхпластической формовки

Самойлова А.Ю.<sup>1,†</sup>, Ганиева В. Р.<sup>1</sup>, Еникеев Ф.У.<sup>1</sup>, Круглов А.А.<sup>2,‡</sup>

<sup>†</sup>Alina20081963@yandex.ru, <sup>‡</sup>alweld@go.ru

<sup>1</sup> Уфимский государственный нефтяной технический университет, ул. Космонавтов, 1, 450062, г.Уфа

<sup>2</sup> Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, ул. Ст.Халтурина, 39, 450001, г.Уфа

## Stress analysis of the superplastic forming of circular membrane Part II. Modelling of superplastic forming

A.Yu. Samoiloval, V.R. Ganieva<sup>1</sup>, F.U. Enikeev<sup>1</sup>, A.A. Kruglov<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Ufa State University of Oil & Petroleum, Kosmonavtov, 1, 450062, Ufa

<sup>2</sup> Institute for Metals Superplasticity Problems, Khalturina, 39, 450001, Ufa

Математическая модель процесса сверх-пластической формовки листового проката в матрицу цилиндрической формы строится на основе постановки и решения соответствующей краевой задачи теории ползучести с использованием стандартного степенного соотношения сверхпластичности  $\sigma = K\xi^m$ . Численные расчеты производятся в среде программного продукта ANSYS. На основании сопоставления полученных результатов выявляется область применимости известных из литературы инженерных подходов.

**Ключевые слова:** лист; моделирование; сверхпластическая формовка; напряженно-деформированное состояние; реология; ANSYS

Mathematical model of the sheet metal superplastic forming in a matrix of cylindrical shape is based on the formulation and solution of the corresponding boundary value problems in the creep theory with a standard power-law superplasticity relationship  $\sigma = K\xi^m$ . Numerical calculations were performed using ANSYS software. Obtained results were used for revealing the region of applicability of engineering approaches known from the literature.

**Keywords:** sheet, modeling, superplastic forming, stress-strain state; rheology; ANSYS

Большинство работ, посвященных моделированию процесса сверхпластической формовки (СПФ) листового проката в цилиндрическую матрицу, основаны на применении основных уравнений безмоментной теории оболочек к анализу параметров напряженно-деформированного состояния в очаге деформации. В дополнение к этим фундаментальным упрощениям постановки краевой задачи механики СП многие исследователи вводили дополнительные гипотезы, касающиеся кинематики анализируемого процесса, с целью получения приближенного решения краевой задачи если не в аналитической форме, то хотя бы в квадратурах или в рамках быстро сходящейся численной процедуры. Справедливость принятых гипотез обосновывалась в лучшем случае сопоставлением результатов расчетов с экспериментальными данными; область применимости построенных математических моделей в рамках анализа постановки и решения соответствующей краевой зада-

чи механики деформируемого твердого тела специальным образом не исследовалась. Вопросам разработки методик идентификации реологических параметров в литературе по СП уделялось сравнительно мало внимания, если не сказать, что не уделялось вообще. Достаточно напомнить, что вплоть до сегодняшнего дня не существует стандартизированной методики определения главного реологического параметра – величины параметра скоростной чувствительности сверхпластичного материала  $m$ , входящего в стандартное степенное соотношение СП  $\sigma = K\xi^m$ , введенное В. Бэкофеном еще в 1964 г [1]. Параметр  $K$ , входящий в это выражение, имеет дробную размерность – факт, хотя изредка и упоминающийся в некоторых публикациях [2-5], но тем не менее

не только создающий неудобства в практических приложениях, но и могущий рассматриваться, вообще говоря, как свидетельство недостатка квалификации тех, кто использует такую форму записи в своих работах.

При разработке новых и совершенствовании известных технологий ОМД в состоянии СП речь обычно идет только о той стадии процесса опытно-конструкторских разработок, на которой чертеж детали и уровень функциональных свойств определены конструктором и в рамках разработки новой технологии не подлежат изменению. В этом случае при разработке технологии необходимо одновременно решать две взаимосвязанные задачи: 1. Разработка и внедрение экономичных ресурсосберегающих технологий обработки металлов давлением, приближающих форму, массу и качество заготовок к готовым деталям. 2. Обеспечение в деталях заданных функциональных свойств материала. Решение второй задачи достигается обычно выбором метода обработки листового материала в состоянии СП, что позволяет сохранить исходную мелкозернистую микроструктуру и, как следствие, обеспечить заданный уровень свойств путем выбора (при необходимости) последующей термообработки. Для решения первой из этих задач необходимо проведение исследований основных параметров напряженно-деформированного состояния в очаге деформации с целью выбора оптимальных режимов нагружения (температура, давление, время), а также рациональной геометрии заготовок и штамповой оснастки. Рассмотрим несколько подробнее существующие сегодня подходы к поиску решения этих проблем на примере формовки листового проката в цилиндрическую матрицу.

Прежде всего необходимо изучить реологическое поведение исследуемого материала, для чего обычно проводят одноосные испытания на растяжение сплошных цилиндрических или плоских образцов, причем размеры и форма образцов выбираются, вообще говоря, произвольно [3,4]. Результаты первичных экспериментов обрабатываются по стандартным методикам, разработанным для стандартных образцов. Применимость этих методик для расшифровки экспериментальных данных, полученных на образцах с укороченной базой, в литературе не обсуждается. Более того, довольно редко сообщаются значения реологических параметров даже для стандартного соотношения  $\sigma = K\xi^m$ ; обычно ограничиваются построением стандартных кривых СП – зависимостей от скорости деформации  $\dot{\xi}$  напряжения течения  $\sigma$ , величины  $m$  и удлинения до разрыва  $\delta$ . На этом исследование реологического поведения, как правило, прекращается. Что касается оценки температурной чувствительности материалов в состоянии СП, то, как показывает анализ литературных данных [6], здесь царит полный произвол. Поскольку технологические процессы ОМД в состоянии СП, как правило, изотермические, на это обстоятельство также обращают мало внимания. Считается, что в ходе проведения стандартных одноосных испытаний на растяжение удастся выявить оптимальную температуру проявления СП для данного материала, и в дальнейшем обработку материалов проводят именно при этом значении температуры.

Что касается выбора двух других ключевых параметров, а именно: уровня нагрузки (давления газа) и продолжительности формовки, то ситуация обстоит следующим образом: если расчет временных характеристик процесса в литературе практически не обсуждается, то расчету закона подачи давления, обеспечивающего деформирование листа в оптимальном режиме СП, т.е. с постоянной в полюсе формуемого купола интенсивностью скоростей деформаций посвящено довольно много работ.

В 1968 г. появилась работа Ф. Джоване [7], в которой впервые была поставлена проблема оптимизации режима нагружения листового проката при его деформировании в цилиндрическую матрицу и предложено, пусть и не самое эффективное, но конкретное решение этой проблемы в рамках разработанной инженерной модели рассматриваемого процесса. Модель Джоване считается классической и упоминается практически во всех более поздних публикациях по рассматриваемой теме, однако почему-то нигде не обращается внимания на явное противоречие, вытекающее из одного из основных предположений Джоване о равнотолщинности формуемого купола: в самом деле, легко показать (см., например, [4,8]), что в рамках модели Джоване диаметр отформованной полусферы должен быть в  $\sqrt{2} \approx 1,414$  раз больше диаметра матрицы. За прошедшие после опубликования работы [7] десятилетия ни в одной из многочисленных публикаций по теме об этом не сказано ни слова о столь явном нарушении граничных условий?

Что касается второго предположения, касающегося сферообразности формуемого сегмента, то оно позже было неоднократно проверено экспериментальным путем и является сейчас общепризнанным; имеющиеся в литературе сообщения о наблюдаемых отклонениях от сферической формы принято связывать с выходом за пределы оптимального интервала СП. Многие модели формовки круглой мембраны, построенные в рамках безмоментной теории оболочек, используют предположение о сферообразности купола в качестве отправной точки. По-видимому, Гош и Гамильтон [9] одними из первых обратили внимание на то, что деформированное состояние в оболочке изменяется при переходе от полюса к периферии от равномерного двухосного растяжения (полюс) к плоскодеформированному состоянию (контур закрепления). Это позволило им устранить главный недостаток модели Джоване. Однако в своей работе они не обратили внимания на возникающее при этом принципиальное противоречие: легко показать [8], что в рамках принятых предположений не удастся удовлетворить одновременно уравнениям равновесия безмоментной теории оболочек и часто используемой гипотезе Сен-Венана о пропорциональности тензоров напряжений и скоростей деформаций, которая используется при обобщении скалярных моделей СП на трехмерный случай и записи их в тензорном виде [2-4,11]. В частности, в рамках подхода, развитого в [9] и в другой часто цитируемой работе [12], не выполняется одно из уравнений равновесия.

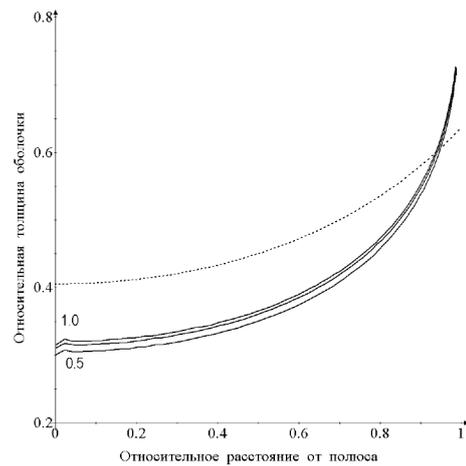
Корнфид и Джонсон в своей классической работе [13] также использовали гипотезу Сен-Венана о подобии девиаторов напряжений и скоростей деформаций при записи выбранного варианта определяющих соот

ношений в тензорном виде. Для того чтобы согласовать такой выбор с уравнениями равновесия безмоментной теории оболочек, они предположили, что эти уравнения выполняются по всему объему купола за исключением небольшой области вблизи контура закрепления, где эти уравнения неприменимы. В результате решения полученной в итоге системы уравнений они пришли к выводу о том, что разнотолщинность отформованных полусфер зависит от величины показателя  $m$  и минимальна при  $m=1$ . Этот вывод получил позже общее признание, а соответствующие результаты расчетов часто цитировались в последующих публикациях. И вообще, проблема прогнозирования разнотолщинности и способы ее снижения также довольно часто обсуждаются в литературе, чего не скажешь о продолжительности формовки. Вместе с тем, в тех случаях, когда характерные времена формовки составляют минуты и десятки минут, продолжительность формовки представляет собой один из ключевых параметров, определяющих производительность процесса и при вербальном описании процесса на это обстоятельство, конечно же, обращается внимание. Однако количественные оценки обычно не проводятся.

Авторами работ [14, 15–17] предложена геометрическая модель процесса деформирования листа, жестко защемленного по круговому контуру, в цилиндрическую матрицу. Отличительной особенностью модели является принятие предположения о равнорастянутости каждого меридиана, проходящего через полюс купола: принимается, что коэффициент растяжения равен отношению текущей длины меридиана к его исходной длине в каждой его точке. Сопоставление результатов расчетов с соответствующими экспериментальными данными, проведенными в [16], позволило ее авторам сделать вывод о применимости предложенной модели для расчета кривой подачи давления, оценки разнотолщинности и расчета продолжительности формообразования как для режима формовки при постоянном давлении формирующего газа, так и для режима формовки при постоянной скорости деформации.

Авторами книги [3] предложен вариант постановки краевой задачи теории ползучести применительно к процессам ОМД в состоянии СП, который был позже использован в работе [19] для анализа напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при формовке листового проката в матрицу прямоугольной формы. Ниже приведены некоторые результаты аналогичного анализа, проведенного для случая формовки листового проката в цилиндрическую матрицу.

Реологические параметры  $K$  и  $m$ , входящие в стандартное определяющее соотношение СП  $\sigma = K \dot{\epsilon}^m$ , были определены по результатам тестовых формовок при постоянном давлении, равном 0.5, 0.7 и 1.0 МПа в матрицу диаметром 70 мм и глубиной 35 мм. Из листа с исходной толщиной  $s_0 = 1$  мм титанового сплава ВТ6 были отформованы полусферы радиусом 35 мм за 1500, 685 и 300 с соответственно. По этим исходным данным по методике [16] были определены значения  $m=0,43$  и  $K=410$  МПа $\cdot$ с $^{-m}$ . Эти значения были введены в программу ANSYS аналогично тому, как это было сделано авторами

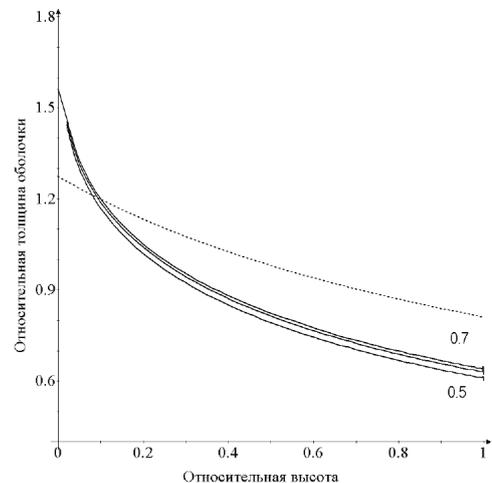


**Рис.1.** Зависимости относительной толщины полусфер от лагранжевой координаты  $\nu$ , вычисленные в среде ANSYS при различных значениях постоянного во времени давления газа (указаны цифрами у кривых); для сравнения пунктиром показано соответствующая кривая, рассчитанная в рамках инженерного подхода [16]

работ [4, 19–22]. Некоторые из полученных результатов представлены на рис. 1–4.

Сопоставление расчетных зависимостей от времени высоты купола, вычисленных в среде ANSYS и в рамках инженерного подхода [14,15–17] показало их практическое совпадение в пределах точности вычислений как для режима формовки при постоянном давлении, так и при постоянной скорости деформации и в силу малой информативности здесь не приводятся. (Заметим в скобках, что аналогичное совпадение зафиксировано и при анализе формовки в прямоугольную матрицу [19]). Аналогичное замечание касается геометрии купола: в результате расчетов установлено, что расчетная форма купола слабо отличается от сферической. Так, например, для случая формовки при постоянном давлении  $p=0.7$  МПа радиус купола равен  $35,0 \pm 0,1$  мм. Таким образом, гипотеза о сферообразности купола получила очередное подтверждение, на этот раз путем анализа решения соответствующей краевой задачи механики СП.

На рис.1 приведены расчетные зависимости относительной толщины полусфер, отформованных при постоянном давлении, от лагранжевой координаты  $\nu$

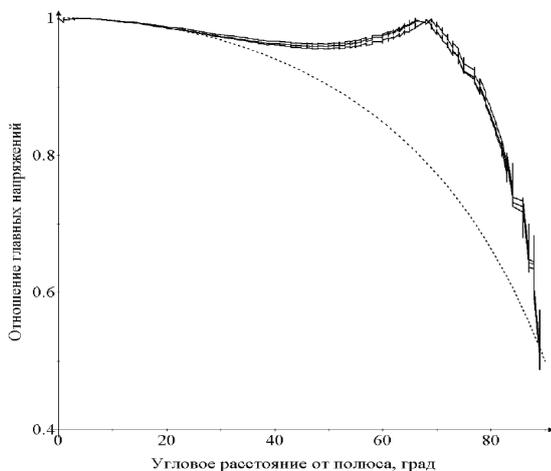


**Рис.2.** Распределения толщин полусфер по профилю купола (см. рис.1), перестроенные в координатах, использованных Корнфилдом и Джонсоном [13]

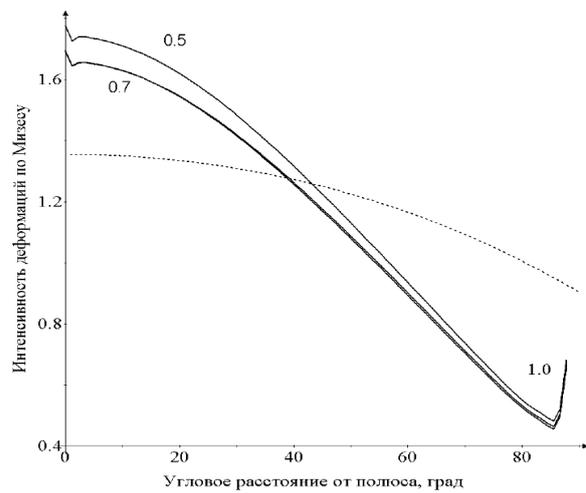
оретическому распределению, вычисленному в рамках инженерного подхода [16]. Как видно из рис. 1, получено заметное расхождение между кривыми, рассчитанными в ANSYS с соответствующим предсказанием инженерного подхода. Для того чтобы выяснить причины расхождения, на рис. 2 эти же самые зависимости перестроены в координатах, использованных Корнфилдом и Джонсоном [13]. Сопоставление полученных кривых с данными из работы [13] позволяет сделать вывод о том, что получено удовлетворительное согласие между результатами счета в ANSYS, с соответствующими данными из работы [13], соответствующими  $m=0,43$ . В то же время, предсказание инженерного подхода, показанное на рис. 1 и 2 пунктирной линией, хорошо согласуется в результатами, полученными в работе [13] при  $m=1$ . Отсюда можно сделать вывод о том, что геометрическая модель, развитая в работах [14,15–17], по-видимому, представляет собой определенный предельный случай, соответствующий идеальному сверхпластическому течению (при  $m=1$ ).

Для того чтобы перепроверить полученные результаты, были проведены новые серии расчетов в среде ANSYS. В первой серии расчетов варьировались параметры сетки конечных элементов, кроме того, вместо ранее использованного 4-узельного элемента PLANE42, был использован 8-узельный конечный элемент PLANE82.

Как показали расчеты, результаты практически не изменились, из чего был сделан вывод о том, что выбор сетки не влияет на результаты счета. После этого были проведены новые серии имитационных экспериментов, в которых варьировались значения упругих модулей (модуль Гука и коэффициент Пуассона). При анализе полученных результатов был сделан вывод о том, что, в принципе, выбор этих параметров влияет на результаты счета, но незначительно. Наконец, было установлено, что параметром, наиболее сильно влияющим на разнотолщинность купола, является величина параметра скоростной чувствительности  $m$ . Это хорошо согласуется с данными других авторов, кроме того, по мере приближе-



**Рис. 3.** Зависимости величины отношения главных напряжений  $\sigma_t/\sigma_m$  от углового расстояния от полюса купола  $\varphi$  (град), вычисленные в среде ANSYS для случая формовки листового проката в цилиндрическую матрицу при постоянном давлении (сплошные линии) и рассчитанные в рамках геометрической модели [16] из условия гипотезы Сен-Венана о подобии девиаторов напряжений и скоростей деформаций (пунктир)



ния величины  $m$  к 1 характер распределения толщины по профилю купола все больше приближается к соответствующему предсказанию инженерного подхода [16].

Другая проблема связана с упоминавшимся выше противоречием, вытекающим из принятия гипотезы о сферообразности купола. В этом случае из основных уравнений безмоментной теории оболочек немедленно вытекает, что главные напряжения, меридиональное  $\sigma_m$  и окружное  $\sigma_t$  должны быть равны по величине во всем объеме купола, однако это входит в противоречие с гипотезой Сен-Венана о пропорциональности (подобии) девиаторов напряжений и скоростей деформаций, из которой вытекает, что вблизи контура закрепления должно выполняться условие  $\sigma_m = 0,5\sigma_t$ . На рис. 3 приведены зависимости отношения главных напряжений  $\sigma_t/\sigma_m$  от углового расстояния от полюса. Результаты, представленные на рис. 3, свидетельствуют в пользу полуинтуитивных рассуждений, приведенных в работе Корнфилда и Джонсона [13]. Действительно, равенство главных напряжений  $\sigma_m = \sigma_t$  выполняется практически во всем куполе, за исключением небольшой зоны вблизи контура закрепления, где величина этого отношения быстро снижается до  $\sigma_m = 0,5\sigma_t$ .

На рис. 4 приведено распределение интенсивности деформаций ползучести, вычисленное по компонентам тензора деформаций Надаи-Генки в среде ANSYS и в рамках инженерного подхода [16]. Видно, что наблюдается значительное расхождение в значениях этого параметра деформированного состояния, что объясняется ограниченностью области применимости геометрической модели, положенной в основу инженерного подхода [16]. Как уже отмечено выше, основное предположение геометрической модели [16] о равнорастянутости каждого меридиана, проходящего через полюс купола, выполняется, по-видимому, только для материалов, имеющих очень высокий показатель скоростной чувствительности  $m$  ( $m=1$ ).

Таким образом, применение современного программного обеспечения (в данном случае ANSYS) дает возможность не только рассчитывать основные параметры

напряженно-деформированного состояния в очаге деформации и значения технологических параметров процессов сверхпластической формовки листового проката в матрицы цилиндрической и прямоугольной [19-21] формы, но еще и выявлять область применимости известных из литературы инженерных моделей этих процессов.

### Список литературы

1. W.A. Backofen, I.R. Turner, D.H. Avery. *Trans. ASM.* **57**, 980 (1964).
2. K.A. Padmanabhan, J.J. Davies. *Superplasticity*. Berlin, Germany, Springer Verlag (1980) 314 p.
3. R.A. Vasin, F.U. Enikeev. *Introduction in mechanics of superplasticity. Part I*. Ufa, Gilem (1998) 280 p. (in Russian) [Васин Р.А., Еникеев Ф.У. Введение в механику сверхпластичности: В 2 ч. Ч. I. Уфа: Гилем (1998) 280 с.].
4. K.A. Padmanabhan, R.A. Vasin, F.U. Enikeev. *Superplastic Flow: Phenomenology and Mechanics*, Berlin-Heidelberg, Germany, Springer-Verlag (2001) 363 p.
5. N. Murty, N.B. Rao, B.P. Kashyap B.P. *J. of Mater. Proces. Technol.* **124**, 259 (2002).
6. F.U. Enikeev, M.I. Mazurskii, O.S. Munirova. *Zavodskaya Laboratoriya.* **64** (9), 50 (1998). (in Russian) [Еникеев Ф.У., Мазурский М.И., Мунирова О.С. Заводская лаборатория. **64** (4) 50 (2001).]
7. Jovane F. *Int. J. of Mech. Sci.* **10** (5), 403 (1968).
8. A.K. Ghosh, C.H. Hamilton. *Metall. Trans.* **13A**, 733 (1982).
9. O.M. Smirnov. *Superplastic metal working techniques*. Moscow, Mashinostroenie (1979) 184 p. (in Russian) [Смирнов О.М. Обработка металлов давлением в состоянии сверхпластичности. М.: Машиностроение, (1979) 184 с.].
10. F.U. Enikeev. *Mater. Sci. Eng.* **301** (2), 253 (2001).
11. N. Chandra, D. Kannan. *J. Mater. Eng. Perform.* **1**, 801 (1992).
12. G.G. Cornfield, R.H. Johnson. *Int. J. of Mech. Sci.* **12** (6), 479 (1970).
13. F.U. Enikeev, V.K. Berdin. *Problems of strength.* **11**, 71 (1993). (in Russian) [Еникеев Ф.У., Бердин В.К. Проблемы прочности. **11**, 71 (1993)].
14. F.U. Enikeev. *Materials Sci. Forum.* **170**, 681 (1994).
15. F.U. Enikeev, A.A. Kruglov. *Int. J. of Mech. Sci.* **37**, 473 (1995).
16. F.U. Enikeev *Problems of Engineering and Reliability of Machine.* **1**, 64 (1995). (in Russian) [Еникеев Ф.У. Проблемы машиностроения и надежность машин. **1**, 64 (1995)].
17. R.A. Vasin, F.U. Enikeev, M. Tokuda, R.V. Safiullin. *Int. J. Non-linear Mechanics.* **35**, 799 (2003).
18. F.U. Enikeev. *Zavodskaya Laboratoriya.* **10**, 44 (2007). (in Russian) [Еникеев Ф.У. Заводская лаборатория. **10**, 44 (2007).].
19. A.Yu. Samoilova, V.R. Ganieva, F.U. Enikeev, A.A. Kruglov. *Letters on Materials* **2** (4), 240 (2012). (in Russian) [Самойлова А.Ю., Ганиева В.Р., Еникеев Ф.У., Круглов А.А. Письма о материалах. **2** (4), 240 (2012)].