

- Engineering Materials, № 6, 2004, pp. 448 – 451 (на английском)
8. <http://www.ifam-dd.fraunhofer.de> (по состоянию на 26.03.2012)
 9. Andersen O., Stephani G., Handbook of cellular metals. Solid – state and deposition methods, ed. by H. P. Degischer and B. Kriszt, Wiley-VCH Verlag GmbH, Weinheim, 2002, pp. 56 – 70 (на английском)
 10. Torobin L., Method for making hollow porous microspheres, US Patent № 4671909 (на английском)
 11. Ericson R. Syntactic metals: flight weight materials, Advanced materials & Processes, December, 2002, pp. 44 – 47 (на английском)
 12. www.recemat.com/en/index.html (по состоянию на 26.03.2012)
 13. www.msm.cam.ac.uk/mmc/people/old/dave/ (по состоянию на 26.03.2012)
 14. Kendall J.M., Lee M.C., Wang T.G. Metal shell technology based upon hollow jet instability, Journal of Vacuum Science and Technology, vol. 20, April, 1982, pp. 1091 – 1093 (на английском)
 15. Lee M.C. Metal shell technology. SAMPLE Journal, November/December, 1983, pp. 7 – 11 (на английском)
 16. Lee M., Kendall M., Wang T. Investigation of metallic and metallic glass hollow spheres for fusion target application, Materials processing in the reduced gravity environment of space, 1982, pp. 105 – 113 (на английском)
 17. Дороготовцев В., Меркульев Ю. Методы изготовления полых микросфер-микробаллонов, Препринт // Физический институт им. Лебедева, 1989, стр. 57
 18. Truong V., Takakura H., Wells J., Minemoto T. Production of hollow spheres of eutectic tin-lead solder through a coaxial nozzle, Journal of solid mechanics and materials engineering, Vol. 4, No. 10, 2010 (на английском)
 19. Bulina N.V., Gromyko A.I., Bondarenko G.V., Marachevsky A.V., Chekanova L.A., Prokofjev D.E., Churilov G.N. The physics of metals and Metallography, Vol. 102, Suppl. 1, 2006, pp. S94-S95 (на английском)
 20. Eitel W., Physikalische Chemie der Silikate. 1941, S. 826 (на немецком)
 21. Torobin L.B. Method and apparatus for producing hollow metal microspheres and microspheroids, US Patent № 4415512 (на английском)
 22. Frosch R.A. Method and apparatus for producing concentric hollow spheres, US Patent № 4279632 (на английском)
 23. Beggs J.M. Method and apparatus for producing gas-filled hollow spheres, US Patent № 4344787 (на английском)
 24. Hendricks C.D. Method for producing small hollow spheres, US Patent № 4133854 (на английском)

Применение осесимметричной жесткопластической безмоментной конечноэлементной модели для определения коэффициентов трения в процессах формоизменения листовых металлов

к.т.н. доц. Петров В.К., к.т.н. доц. Михайлова В.Л., д.т.н. проф. Сухомлинов Л.Г.
*Университет машиностроения
8(495)223-05-23, доб. 1318*

Аннотация. Излагаются результаты расчетно-экспериментальных исследований по применению осесимметричной жесткопластической безмоментной конечноэлементной модели для определения коэффициентов трения в процессах листовой штамповки. Используются данные по формовке исследуемого листового металла сферическим пуансоном. Возможности методики демонстрируются на примерах с различными условиями трения.

Ключевые слова: осесимметричная жесткопластическая безмоментная ко-

конечноэлементная модель, коэффициенты трения, формовка сферическим пуансоном

Эффективность применения математических моделей для исследования процессов листовой штамповки существенно зависит от достоверности принимаемых за основу исходных данных, в число которых входят параметры, характеризующие пластические свойства соответствующего листового металла, а также коэффициенты трения. Наибольшие трудности при этом связаны с достоверной оценкой коэффициентов трения. Среди используемых способов определения коэффициентов трения в зоне контакта металлического листа с инструментом можно отметить подходы, связанные с расчетно-экспериментальным исследованием обтяжки металлической полосы по цилиндрическому инструменту [1], обтяжки цилиндрической оболочки по бочкообразному инструменту [2], формовки листовой заготовки сферическим пуансоном [3]. Можно также указать на специальные устройства для измерения коэффициентов трения в операциях листовой штамповки (см., например, статью [4]). В работах [5,6] определение коэффициентов трения производится расчетно-экспериментальным путем с применением конечноэлементных моделей, которые затем могут быть использованы и для исследования операций формообразования с найденными коэффициентами трения. В настоящей статье расчетно-экспериментальное определение коэффициентов трения основывается, как и в [6], на использовании безмоментной жесткопластической конечноэлементной модели [7,8]. При этом возможности принятой методики демонстрируются на примерах с существенно различающимися условиями трения между формируемым металлическим листом и инструментом.

Основные положения используемой при исследованиях вычислительной модели состоят в следующем.

Исходим из предположения, что формируемая из листового металла осесимметричная оболочка относится к классу тонких безмоментных оболочек. Упругими деформациями на фоне больших пластических деформаций пренебрегаем, считая материал оболочки жесткопластическим. Используем предложенный Р. Хиллом вариант теории течения для трансверсально изотропного материала с изотропным упрочнением. Считаем, что взаимодействие оболочки с инструментом осуществляется в соответствии с кулоновским законом трения. Меридиан срединной поверхности рассматриваемой оболочки в ее исходном недеформированном состоянии разбиваем на такое количество N участков малых размеров, чтобы в течение всего процесса деформирования допустимо было бы пренебрегать их кривизной, считая эти участки прямолинейными. Процесс формоизменения подобной безмоментной оболочечной модели, состоящей из указанных N элементарных оболочек с прямолинейными образующими, рассматриваем как пошаговый, при котором переход из известного состояния в момент времени t в новое состояние, относящееся к моменту времени $t + \Delta t$, осуществляется с малыми приращениями деформаций. На указанном малом временном интервале Δt (шаге нагружения) формулировку задачи для принятой дискретной модели оболочки выполняем в терминах узловых перемещений (перемещений концов отрезков разбиения упомянутого меридиана оболочки) с использованием цилиндрической системы координат (x, r, φ) .

Обозначая через x, r и x^*, r^* координаты точек срединной поверхности дискретной модели рассматриваемой оболочки в начале и конце текущего шага нагружения, а через u_x, u_r осевые и радиальные перемещения указанных точек на данном шаге, мы можем записать:

$$x^* = x + u_x, \quad (x \Leftrightarrow r). \quad (1)$$

Координаты и перемещения, относящиеся к узлам дискретной модели, будем обозначать как $x_i, r_i, x_i^*, r_i^*, u_x^i, u_r^i$ ($i = 1, 2, \dots, N + 1$). С учетом этого, принимая во внимание связи (1), для значений s и s^* длины прямолинейной образующей i -ого элемента ($i = 1, 2, \dots, N$) в начале и конце шага нагружения можно записать:

$$s = \sqrt{(x_{i+1} - x_i)^2 + (r_{i+1} - r_i)^2},$$

$$s^* = \sqrt{(x_{i+1}^* - x_i^*)^2 + (r_{i+1}^* - r_i^*)^2} = \sqrt{(x_{i+1} - x_i + u_x^{i+1} - u_x^i)^2 + (r_{i+1} - r_i + u_r^{i+1} - u_r^i)^2}. \quad (2)$$

Здесь и далее индекс i у величин, относящихся к i -ому элементу, для простоты опускается.

Приращение деформации (малое относительное удлинение) элемента модели на шаге нагружения в меридиональном направлении (ε_s) определяем с учетом (2) по схеме:

$$\varepsilon_s = \frac{s^* - s}{s} \approx \frac{s^{*2} - s^2}{2 \cdot s^2} = \frac{1}{2 \cdot s^2} \cdot [2 \cdot (x_{i+1} - x_i) \cdot (u_x^{i+1} - u_x^i) +$$

$$+ 2 \cdot (r_{i+1} - r_i) \cdot (u_r^{i+1} - u_r^i) + (u_x^{i+1} - u_x^i)^2 + (u_r^{i+1} - u_r^i)^2] \quad (3)$$

Отмечаем, что выражение (3) является квадратично нелинейным по отношению к узловым перемещениям на шаге нагружения. Оно справедливо для любых значений этих перемещений при условии, что $|\varepsilon_s| \ll 1$.

Малое относительное удлинение на шаге нагружения окружного материального волокна в середине элемента (приращение деформации ε_φ в окружном направлении в середине элемента) определяем с учетом (1) по схеме:

$$\varepsilon_\varphi = (\tilde{r}^* - \tilde{r}) / \tilde{r} = \tilde{u}_r / \tilde{r}, \quad (4)$$

где:

$$\tilde{r} = (r_i + r_{i+1}) / 2, \quad \tilde{r}^* = (r_i^* + r_{i+1}^*) / 2, \quad \tilde{u}_r = (u_r^i + u_r^{i+1}) / 2. \quad (5)$$

Приращение деформации ε_h по толщине элемента на шаге нагружения определяем исходя из условия несжимаемости, а именно:

$$\varepsilon_h = - (\varepsilon_s + \varepsilon_\varphi). \quad (6)$$

Основываясь на принятом варианте теории течения, соотношения между устанавливающимися в элементах модели на шаге нагружения напряжениями и соответствующими приращениями деформаций записываем в виде:

$$\sigma_s = \frac{2 \cdot (R + 2)}{3 \cdot (1 + 2 \cdot R)} \cdot \frac{\sigma}{\Delta \bar{\varepsilon}} \cdot [(1 + R) \cdot \varepsilon_s + R \cdot \varepsilon_\varphi], \quad (s \Leftrightarrow \varphi),$$

$$\Delta \bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{\sqrt{R + 2}}{(1 + 2 \cdot R)} \cdot [(\varepsilon_\varphi - R \cdot \varepsilon_h)^2 + (R \cdot \varepsilon_h - \varepsilon_s)^2 + R \cdot (\varepsilon_s - \varepsilon_\varphi)^2]^{1/2}, \quad (7)$$

$$\sigma = \Phi(\bar{\varepsilon} + \Delta \bar{\varepsilon}),$$

где: σ_s и σ_φ – меридиональное и окружное напряжения,

σ – эквивалентное напряжение,

$\Delta \bar{\varepsilon}$ – приращение накопленной эквивалентной деформации,

$\bar{\varepsilon}$ и $\bar{\varepsilon} + \Delta \bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}^*$ – величины накопленной эквивалентной деформации в начале и конце шага нагружения,

R и $\sigma = \Phi(\bar{\varepsilon})$ – экспериментально определяемые параметр нормальной анизотропии и функция упрочнения листового металла.

Считаем, что все нагрузки, действующие на рассматриваемую дискретную модель формуемой оболочки, сведены к обобщенным узловым силам $2\pi \cdot F_x^i$ и $2\pi \cdot F_r^i$ ($i = 1, 2, \dots, N + 1$) в радиальном и окружном направлениях. Исходим из принципа возможных перемещений, утверждающего, что в состоянии равновесия работа приложенных к деформируемому телу сил на вариациях возможных перемещений равна работе напряжений на

соответствующих вариациях деформаций. В результате для рассматриваемой модели оболочки на шаге нагружения получаем вариационное уравнение вида:

$$2\pi \cdot \sum (\sigma_s \cdot \delta\varepsilon_s + \sigma_\varphi \cdot \delta\varepsilon_\varphi) \cdot \tilde{r}hs = 2\pi \cdot \sum_{i=1}^{N+1} (F_x^i \cdot \delta u_x^i + F_r^i \cdot \delta u_r^i). \quad (8)$$

Суммирование в левой части уравнения (8) осуществляется по всем элементам модели.

С использованием связей (3)–(7) вариационное уравнение (8) формулируется исключительно в терминах узловых перемещений. Приравнивая коэффициенты при одноименных вариациях узловых перемещений в левой и правой части такого уравнения, получаем для i -ого узла дискретной модели оболочки на шаге нагружения уравнения равновесия вида:

$$\begin{aligned} L_x^i(u_x^j, u_r^j) &= F_x^i, \\ L_r^i(u_x^j, u_r^j) &= F_r^i, \\ (j &= i-1, i, i+1), \end{aligned} \quad (9)$$

где: L_x^i, L_r^i – нелинейные алгебраические операторы, отражающие геометрическую и физическую нелинейность рассматриваемой задачи на шаге нагружения.

В случае закрепленного i -ого узла относящаяся к этому узлу пара силовых уравнений (9) заменяется кинематическими условиями вида:

$$u_x^i = 0, \quad u_r^i = 0. \quad (10)$$

Если i -ый узел находится в свободном состоянии (не контактирует с инструментом), в соответствующих ему уравнениях (9) следует положить:

$$F_x^i = 0, \quad F_r^i = 0. \quad (11)$$

Для узла, находящегося в контакте с инструментом, контур которого на шаге нагружения описывается уравнением $\Psi(x, r) = 0$, должно выполняться кинематическое условие вида:

$$\Psi(x_i + u_x^i, r_i + u_r^i) = 0 \quad (12)$$

и силовое условие (соответствующее кулоновскому закону трения) вида:

$$F_e^i = -\mu \cdot \left| F_n^i \right| \cdot \frac{\Delta u_e^i}{\left| \Delta u_e^i \right|}, \quad (13)$$

где: μ – коэффициент трения,

Δu_e^i – относительное перемещение узла вдоль поверхности инструмента на шаге нагружения,

F_e^i и F_n^i – тангенциальная и нормальная по отношению к контуру инструмента компоненты вектора узловой силы.

Обозначая как e_x^i, e_r^i и n_x^i, n_r^i компоненты векторов касательной и нормали к контуру инструмента в текущем положении i -ого узла, силы F_e^i, F_n^i , входящие в уравнение (13), можно выразить через силовые факторы F_x^i, F_r^i в виде:

$$\begin{aligned} F_e^i &= e_x^i \cdot F_x^i + e_r^i \cdot F_r^i, \\ F_n^i &= n_x^i \cdot F_x^i + n_r^i \cdot F_r^i. \end{aligned} \quad (14)$$

Использование записи (14) предполагает, что входящие в нее факторы F_x^i, F_r^i посредством связей (9) явно выражены через искомые узловые перемещения на шаге нагружения.

Что касается перемещения Δu_e^i , входящего в формулировку уравнения (13), то для него имеет место зависимость вида:

$$\Delta u_e^i = e_x^i \cdot (u_x^i - \Delta U) + e_r^i \cdot u_r^i, \quad (15)$$

где: ΔU – заданное перемещение инструмента в направлении оси x на шаге нагружения.

Замечаем, что физические соотношения (7) и силовые соотношения (13) имеют особенности при $\Delta \bar{\epsilon} = 0$ и $|\Delta u_e^i| = 0$. В целях устранения этих особенностей предусмотрена регуляризация указанных соотношений путем введения в пренебрежимо малых окрестностях значений $\Delta \bar{\epsilon} = 0$ и $|\Delta u_e^i| = 0$ соответствующих фиктивных линейных относительно $\Delta \bar{\epsilon}$ и $|\Delta u_e^i|$ участков. Подобный прием [7, 8] позволяет напряжениям σ_s , σ_ϕ и силам F_e^i при необходимости снижаться вплоть до нулевых значений, обеспечивая выполнение условий равновесия на шаге нагружения.

Решение физически и геометрически нелинейной контактной задачи для описанной дискретной модели оболочки на шаге нагружения сводится посредством итерационной процедуры к решению последовательности линейных задач. При этом линейризация исходной нелинейной системы уравнений на шаге нагружения в рамках такой процедуры осуществляется с использованием методов Ньютона и переменных параметров. Итерационные уточнения продолжаются до достижения заданной относительной точности ($\delta_{от}$) по перемещениям. Решение соответствующей системы линейных алгебраических уравнений выполняется по методу Гаусса.

Перейдем теперь к заявленному исследованию с применением описанной модели.

В качестве базового эксперимента при оценке коэффициента трения между формируемым металлическим листом и инструментом использовалась формовка круглой заготовки (из данного материала) сферическим пуансоном (рисунок 1).

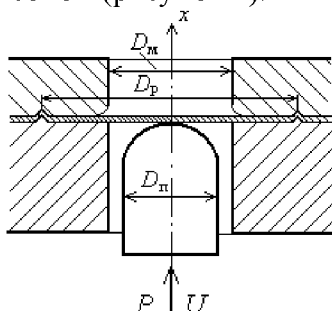


Рисунок 1 – Схема формовки сферическим пуансоном

Конкретные исследования выполнялись применительно к образцам из листовой стали 08КП толщиной $h = 0,75$ мм. Из испытаний на одноосное растяжение была установлена кривая упрочнения данного материала в виде $\sigma = A \cdot \bar{\epsilon}^n$ (где: $A = 541$ МПа, $n = 0,22$) и определено значение коэффициента нормальной анизотропии в виде $R = 1,26$. Эксперименты по формовке производились с использованием пуансона диаметром $D_п = 60$ мм и матрицы, диаметр отверстия которой составлял величину $D_m = 72$ мм, а радиус скругления рабочей кромки – величину $r_m = 3$ мм. Фланец круглой заготовки из исследуемого материала удерживался от перемещений в процессе формовки прижимным кольцом с рифтом диаметром $D_p = 110$ мм. Перед началом испытаний вдоль прочерченных на заготовке взаимно перпендикулярных осей, проходящих через ее центр, наносились риски, равномерно разбивающие указанные радиальные оси на отрезки длиной 1,5 мм. На основе замеров длин этих отрезков в уже отформованной оболочке определялась соответствующая эксперименту картина распределения логарифмических деформаций ($\bar{\epsilon}_s$) меридиональных волокон оболочки вдоль радиальной оси r исходной заготовки. При проводимых испытаниях на формовку изменение условий трения в зоне контакта оболочки с пуансоном достигалось путем нанесения на поверхность пуансона различных материалов, таких как полиэтиленовая пленка, минеральное масло и по-

рошок канифоли. Отметим, что соответствующие этим условиям экспериментальные данные на обсуждаемых ниже графиках изображаются символами \bullet , \blacksquare , \blacktriangle .

Обращаем далее внимание на то обстоятельство, что в испытаниях на формовку разрыв оболочек из высокопластичных материалов, используемых в листовой штамповке, связан с таким явлением, как локализация деформации. Важную роль при этом играет трение в зоне контакта оболочки с пуансоном. Трение сдерживает развитие деформаций формируемой оболочки в указанной зоне. В процессе продвижения пуансона зона контакта (где деформации затруднены) расширяется. В связи с происходящим при этом уменьшением зоны, свободной от такого контакта, преимущественный рост деформаций осуществляется именно в этой зоне оболочки. Вследствие неоднородности указанных деформаций, при достижении пуансоном некоторого перемещения U^* дальнейший рост деформации локализуется в наиболее ослабленном элементе оболочки. Одновременно с этим в остальных элементах оболочки рост деформаций прекращается. Несущая способность формируемой оболочки, находящейся под воздействием со стороны пуансона, при этом достигает своего предела. С использованием описанной вычислительной модели указанное значение U^* может быть оценено по моменту достижения силой P на пуансоне своего предельного значения. Вычисляемые при найденном перемещении U^* пуансона деформации оболочки в зоне ее контакта с пуансоном соответствуют моменту ее разрыва. Сравнивая такие расчетные результаты по деформациям на момент разрыва, получаемые при различных значениях коэффициента трения с тем, что имеет место в эксперименте, можно оценить значение коэффициента трения в реальном процессе формоизменения с использованием данного листового материала. Изложенная методика определения коэффициента трения демонстрируется далее применительно к указанным выше трем случаям покрытия поверхности пуансона.

При проведении расчетов было принято $N = 220$, $\Delta U = 0,5 D_{\text{п}} / 3600$ и $\delta_{\text{от}} = 0,001$.

Сплошные кривые на рисунке 2, помеченные цифрами 1, 2, 3, представляют собой полученные расчетным путем зависимости нагрузки P на пуансоне от перемещения U пуансона в процессе формовки данного листового металла при значениях коэффициента трения $\mu = 0,14$; $0,3$; $0,5$ (соответственно). Видно, что на начальном этапе формоизменения ($10 \text{ мм} \leq U \leq 20 \text{ мм}$) величина коэффициента трения практически не влияет на силовую характеристику процесса формовки. Это подтверждают и представленные здесь же экспериментальные результаты, относящиеся к существенно разным условиям трения на поверхности пуансона. Однако момент разрыва (значение перемещения U^* , при котором сила P достигает своего предельного значения) существенным образом зависит от значения коэффициента трения μ .

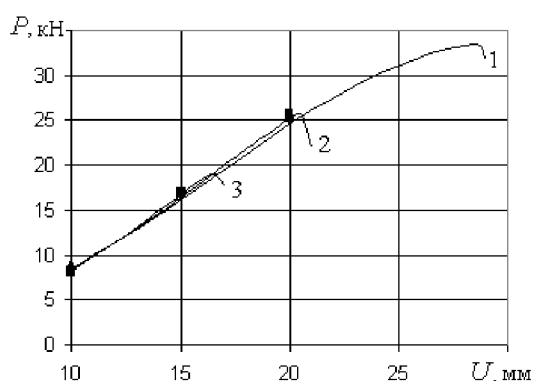


Рисунок 2 – Графики зависимости силы, приложенной к пуансону, от его перемещения при различных значениях коэффициента трения

Кроме указанных трех кривых, расчетным путем были получены также аналогичные силовые характеристики для целого ряда других значений коэффициента трения μ , и для каждого из таких значений определены деформации оболочки в момент достижения пре-

дельного состояния.

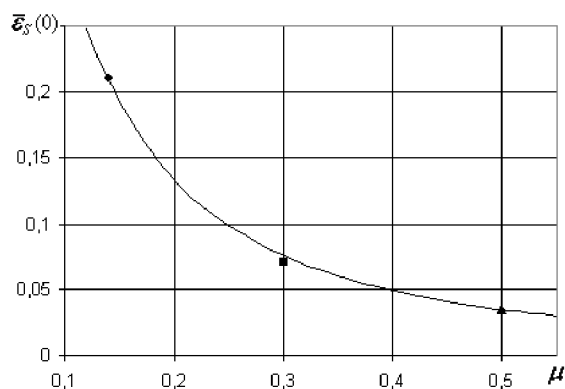


Рисунок 3 – График зависимости предельного значения меридиональной деформации в полюсе формующей оболочки от коэффициента трения

На рисунке 3 представлена полученная расчетным путем зависимость меридиональной логарифмической деформации ($\bar{\epsilon}_s(0)$) в полюсе формующей оболочки в предельном состоянии от коэффициента трения μ на поверхности пуансона (сплошная кривая).

Здесь же представлены экспериментальные результаты (полученные с доведением формующей оболочки до разрыва), относящиеся к трем упоминавшимся случаям покрытия поверхности пуансона. Сопоставление указанных расчетных и экспериментальных результатов позволяет заключить, что значения коэффициента трения при покрытии поверхности пуансона полиэтиленовой пленкой, минеральным маслом и порошком канифоли могут быть оценены величинами 0,14; 0,3 и 0,5 (соответственно). Представленное на рисунках 4, 5, 6 сопоставление расчетных и (обозначенных точками) экспериментальных результатов по полной картине распределения деформаций (на момент разрыва оболочки) в зоне контакта оболочки с пуансоном применительно к упомянутым трем случаям покрытия его поверхности подтверждает такую оценку. Здесь $\bar{\epsilon}_\varphi$ – логарифмические деформации оболочки в окружном направлении. Цифрами 1, 2, 3 помечены расчетные результаты, полученные при значениях перемещения U [мм] пуансона вида (27,8; 28,4; 28,8) в случае $\mu = 0,14$ (рисунок 4); вида (20,0; 20,4; 20,8) в случае $\mu = 0,3$ (рисунок 5) и вида (16,0; 16,4; 16,6) в случае $\mu = 0,5$ (рисунок 6).

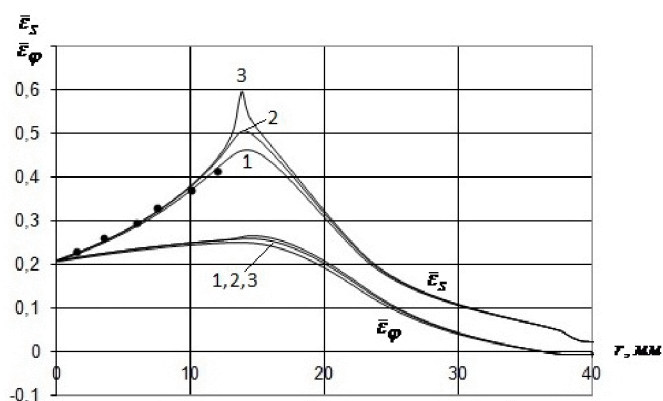


Рисунок 4 – Распределение деформаций вдоль радиуса заготовки к моменту разрыва формующей оболочки в случае нанесения полиэтиленовой пленки на поверхность пуансона

Из указанных рисунков видно, что результаты, помеченные цифрой 1, соответствуют моменту достижения формующей оболочкой предельного состояния, поскольку дальнейшее незначительное продвижение пуансона (варианты 2 и 3) приводит к локализации деформации. Об этом можно судить по наблюдаемому катастрофическому росту пиков кривых распределения деформаций $\bar{\epsilon}_s$ с одновременным прекращением роста деформаций в зоне кон-

такта формуемой оболочки с пуансоном.

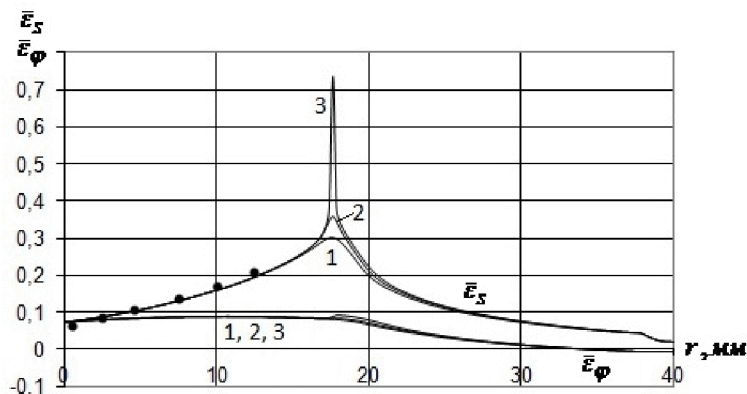


Рисунок 5 – Распределение деформаций вдоль радиуса заготовки к моменту разрыва формуемой оболочки в случае нанесения минерального масла на поверхность пуансона

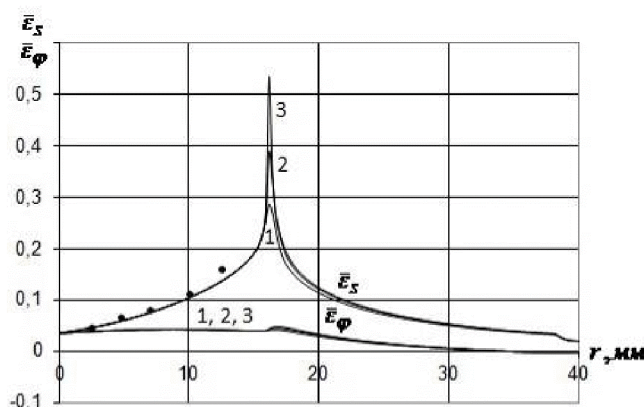


Рисунок 6 – Распределение деформаций вдоль радиуса заготовки к моменту разрыва формуемой оболочки в случае нанесения порошка канифоли на поверхность пуансона

В качестве общего вывода по изложенной статье отметим, что представленные результаты расчетно-экспериментальных исследований позволили продемонстрировать возможности применения осесимметричной жесткопластической безмоментной конечноэлементной модели для определения коэффициентов трения в процессах формоизменения листовых металлов. Описанная методика включает испытания с доведением исследуемого листового металла до разрыва в процессе формовки сферическим пуансоном и сопоставление замеренных деформаций в зоне полюса отформованной оболочки с тем, что дает вычислительная модель формуемой оболочки в момент достижения предельного состояния.

Литература

1. Pearce R. Some effects of friction in punch-stretching// Dev. Draw. Metals. Proc. Int. Conf. / London. 11-13 May. 1983. / London. 1983. P. 249-254.
2. Одинг С.С., Максименков В.И. Определение коэффициента трения при формировании осесимметричной оболочки. // Известия вузов. Машиностроение. 1984. № 8. с. 23-27.
3. Ведмедь Ю.П., Юдович С.З., Фишман И.М. Определение коэффициента трения между пуансоном и заготовкой при листовой штамповке. // Кузнечно-штамповочное производство. 1972. № 4. с. 25-26.
4. Fratini L., Lo Casto S., Lo Valvo E. A technical note on an experimental device to measure friction coefficient in sheet metal forming. // Journal of Materials Processing Technology. 2006. V. 172. № 1. P. 16-21.
5. Wang N.-M., Budiansky R. Analysis of sheet metal stamping by a finite-element method. // Trans. ASME. J. Appl. Mech. 1978. V. 45. № 1. P. 73-82.
6. Матвеев А.Д., Сухомлинов Л.Г., Жиляев С.Д., Соловей Е.М. Расчетно-экспериментальная методика определения коэффициента трения для предельного формоизменения при листовой формовке. // Вопросы исследования прочности деталей машин. Сборник научных

трудов кафедры «Прикладная механика» МИП. М. 1994. с. 104-107.

7. Сухомлинов Л.Г., Энгельсберг В.К. Конечноэлементная система автоматизированного расчета напряженно-деформированного состояния тонких оболочек в процессах осесимметричного формоизменения под действием жестких штампов. // Известия вузов. Машиностроение. 1989. № 3. с. 66-71.
8. Sukhomlinov L.G., Engelsberg V.K., Davydov V.N. A finite element membrane model for the analysis of axisymmetric sheet metal forming processes. // Int. J. Mech. Sci. 1992. V. 34. № 3. P. 179-193.

Оценка безотказности токарных станков с ЧПУ по параметрам точности обработки

к.т.н. доц. Авдеев В.Б.
Университет машиностроения
8 (495) 223-05-23, assi@mami.ru

Аннотация. В статье рассмотрен метод определения точностной надёжности токарных станков с ЧПУ с учётом взаимного влияния процессов, снижающих точность обработки.

Ключевые слова: металлообрабатывающие станки, параметрическая надёжность, безотказность.

Для металлорежущих станков наиболее характерны параметрические отказы. Существующие методы оценки параметрической надёжности экспериментальным путём можно разбить на две группы: статистические методы и методы, исследующие формирование отказа на основе анализа физической картины его возникновения. Трудность применения статистических методов связана с необходимостью иметь большое количество объектов испытаний и длительностью испытаний. В связи с этим распространение получила вторая группа методов, общая методология которых разработана проф. А.С. Прониковым [1]. Применение данного подхода к конкретному типу оборудования требует дополнительных разработок и исследований с учётом конструкции и условий эксплуатации станков этого типа.

Важным при оценке надёжности станка является выбор параметра, по которому будет оцениваться уровень надёжности. Наиболее полно характеризовать качество станка может точность обрабатываемых деталей. Выбор этого критерия качества обуславливает комплексный подход к оценке надёжности, под которым понимается, во-первых, рассмотрение технологической системы как единого целого, т.е. учёт влияния на точность деталей не только станка, но и приспособления, инструмента, детали; во-вторых, рассмотрение одновременного воздействия на формирование точности всех процессов и явлений, возникающих при работе станка. Комплексность метода требует и позволяет учесть взаимное влияние процессов, протекающих в различных элементах технологической системы.

Целью данной работы является разработка метода определения безотказности станков токарной группы с ЧПУ по параметрам точности обрабатываемых деталей с учетом взаимного влияния ухудшающих точность процессов.

Для достижения поставленной цели необходимо было решить следующие задачи:

- а) определить, как происходит формирование точности обработки на станке данной конструкции и как точность изменяется во времени;
- б) составить математическую модель, описывающую процесс изменения точности во времени;
- в) проверить степень адекватности модели и реального процесса обработки деталей на станке;
- г) произвести оценку надёжности станка по выбранному параметру.

В качестве объекта исследования взят станок с ЧПУ токарной группы среднего типоразмера. Поскольку исследование станка во всём диапазоне технологических возможностей