

УДК 621.983

І. О. Сивак, д. т. н., проф.; С. І. Сухоруков, к. т. н., доц.; Є. І. Шевчук

НАПРУЖЕНИЙ СТАН В ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ ЛИСТОВОЇ ЗАГОТОВКИ ПІД ЧАС РОТАЦІЙНОЇ ВИТЯЖКИ ОСЕСИМЕТРИЧНИХ ДЕТАЛЕЙ

Виконано дослідження напруженого стану в осередку деформації під час ротаційної витяжки осесиметричних деталей із листової заготовки. Установлено закономірності розподілу показників напруженого стану в осередку деформації та визначено величину використаного ресурсу пластичності залежно від геометричних характеристик ролика, товщини листової заготовки і механічних характеристик матеріалу заготовки.

Ключові слова: ротаційна витяжка, напруження, осередок деформації, показники напруженого стану, кінцева деталь.

У різних галузях машинобудування знайшли широке використання осесиметричні тонкостінні вироби, до якості та експлуатаційних властивостей яких висувають високі вимоги. Для виготовлення таких виробів широко застосовують методи ротаційної витяжки. Сьогодні ціла низка робіт присвячена експериментальним дослідженням процесу ротаційної витяжки [1 – 3], але практично відсутні методи оцінки схеми напруженого стану та величини використаного ресурсу пластичності в осередку деформації та їх впливу на якість готових виробів.

Необхідно зазначити, що особливість процесу ротаційної витяжки осесиметричних деталей із листових заготовок полягає в тому, що пластична деформація протікає в локальному об'ємі контакту інструмента і заготовки. Схема напруженого стану в цьому об'ємі залежить від форми і розмірів заготовки та інструменту, взаємного їх розміщення й режимів обробки.

Мета цієї роботи полягає у визначенні закономірностей розподілу показників напруженого стану та величини використаного ресурсу пластичності в осередку деформації залежно від параметрів процесу ротаційної витяжки.

У роботі розглянуто процес ротаційної витяжки тонкої оболонки із листової заготовки. При цьому осередок деформації розбито на три ділянки (рис. 1). Ділянка 1 перебуває в умовах об'ємного напруженого стану, а на ділянці 2 має місце плоска деформація. До зони 3 віднесено фланець, який знаходиться в умовах плоского напруженого стану. У роботі [4, 5] визначено напружений стан для ділянки 2 в полярній системі координат ρ , α з початком координат у центрі кривизни робочої поверхні ролика (рис. 2). У виділеному елементі заготовки, обмеженому радіусами ρ_1 і ρ_2 та кутами $\alpha=0$ і $\alpha=\alpha_m$, діють радіальні напруження σ_ρ , тангенціальні напруження σ_α та дотичні напруження $\tau_{\rho\alpha}$. Різниця радіусів ρ_2 і ρ_1 дорівнює товщині листової заготовки δ .

Рівняння рівноваги для плоскої задачі в полярних координатах мають вигляд [4, 5]:

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\alpha}}{\partial \alpha} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\alpha}{\rho} = 0;$$

$$\frac{\partial \sigma_\alpha}{\partial \alpha} + \rho \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\alpha}}{\partial \rho} + 2\tau_{\rho\alpha} = 0.$$
(1)

Умова пластичності в цій задачі набуває вигляду:

$$\sigma_\alpha - \sigma_\rho = 2\tau_s.$$
(2)

Після диференціювання першого рівняння системи (1) по α з урахуванням умови

пластичності (2) та після диференціювання другого рівняння системи (1) по ρ і віднімання від отриманого другого рівняння першого отримано рівняння для визначення дотичних напружень [4, 5]

$$\rho^2 \cdot \frac{\partial^2 \tau_{\rho\alpha}}{\partial \rho^2} - \frac{\partial^2 \tau_{\rho\alpha}}{\partial \alpha^2} + 3\rho \frac{\partial \tau_{\rho\alpha}}{\partial \rho} = 0. \quad (3)$$

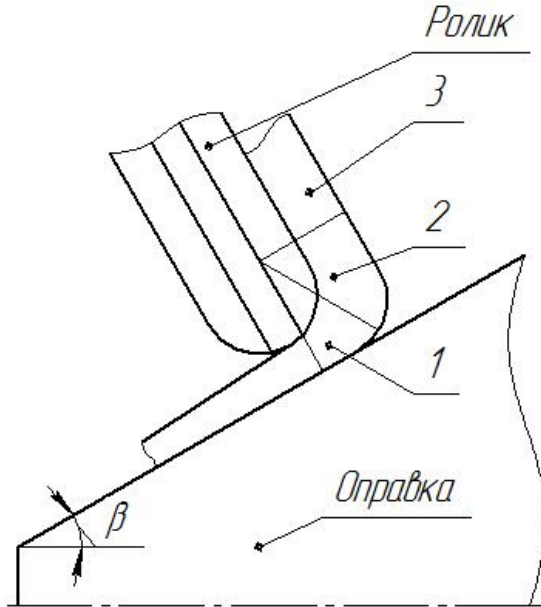


Рис. 1. Схема ділення осередку деформації на ділянки

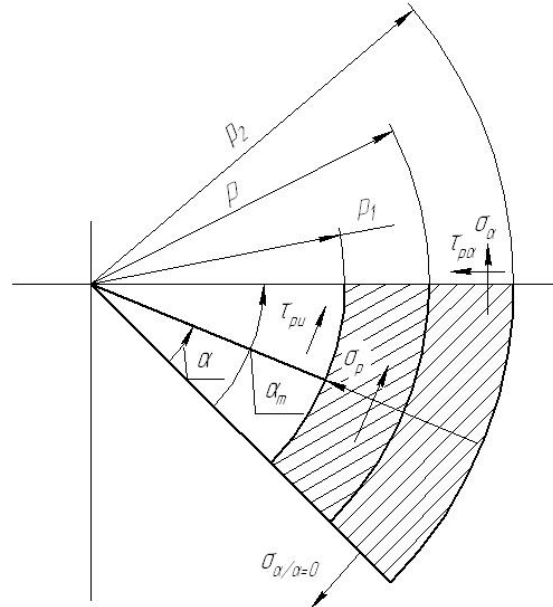


Рис. 2. Схема напруженого стану на ділянці 2 під час ротаційної витяжки

Розв'язок рівняння (3) отримано за таких граничних умов. У зоні контакту заготовки та ролика за $\rho=\rho_1$ дотичні напруження дорівнюють: $\tau_{\rho\alpha} = -m\tau_s$, де m – фактор тертя Прандля. На вільній поверхні заготовки за $\rho=\rho_2$ дотичне напруження $\tau_{\rho\alpha}=0$. За $\alpha=0$ дотичні напруження $\tau_{\rho\alpha}=0$, оскільки цей майданчик є головним, а за $\alpha=\alpha_m$ дотичні напруження приймають максимальне значення $\tau_{\rho\alpha} = -\tau_s$. Після розв'язання рівняння (3) за прийнятих граничних умов у роботі [5] для дотичного напруження $\tau_{\rho\alpha}$ отримано такий вираз

$$\tau_{\rho\alpha} = -\tau_s \sqrt{1-c} \frac{\alpha}{\alpha_m} + \frac{\tau_s \sqrt{1-c} \cdot \sin\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right)}{\rho \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} \cdot \left[\rho_1 \left(m - \frac{\alpha}{\alpha_m}\right) \cdot \sin\left(\omega \cdot \ln \frac{\rho}{\rho_2}\right) + \rho_2 \cdot \frac{\alpha}{\alpha_m} \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_1}\right) \right]. \quad (4)$$

Для визначення σ_ρ задача (1) розв'язана в [4, 5] з використанням методу розділення змінних при однорідних граничних умовах:

$$\sigma_\rho = \frac{\tau_s \cdot \sqrt{1-c}}{\alpha_m} \cdot \left[\ln \frac{\rho}{\rho_2} + \left(\frac{\rho_1}{\rho(1+\omega^2)} \cdot \frac{\sin\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_2}\right) + \omega \cdot \cos\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_2}\right)}{\sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} - \frac{\rho_1 \cdot \omega}{\rho_2(1+\omega^2) \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} \right) \times \right. \\ \left. \times \left[\pi \cdot \cos\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right) \left(m - \frac{\alpha}{\alpha_m}\right) - \sin\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right) \right] + \right.$$

$$+ \left[\frac{\rho_2 \left(\sin \left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_1} \right) + \omega \cdot \cos \left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_1} \right) \right)}{\rho(1 + \omega^2) \cdot \sin \left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1} \right)} - \frac{\sin \left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1} \right) + \omega \cdot \cos \left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1} \right)}{(1 + \omega^2) \cdot \sin \left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1} \right)} \right] \times \quad (5)$$

$$\times \left\{ \frac{\pi \alpha}{\alpha_m} \cdot \cos \left(\frac{\pi \alpha}{\alpha_m} \right) + \sin \left(\frac{\pi \alpha}{\alpha_m} \right) \right\} + 2\tau_s \cdot \sqrt{1 - c} \ln \frac{\rho}{\rho_2}.$$

Нормальне напруження σ_α визначали із рівняння (2).

У цій роботі отримані значення σ_α , σ_ρ , $\tau_{\rho\alpha}$ використано для аналізу схеми напруженого стану в зоні 2 осередку деформації та для оцінки гранично допустимого формозмінення. При цьому показник напруженого стану η розраховували за формулою [6, 7]

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}, \quad (6)$$

де $\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{i,j} \cdot \delta_{i,j}$ – середнє напруження, σ_u – інтенсивність напружень.

Параметр Надаї-Лоде дорівнює:

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}. \quad (7)$$

Головні напруження σ_1 , σ_2 , σ_3 , розраховували за формулою [6]:

$$\sigma_{\max/\min} = \frac{\sigma_\alpha + \sigma_\rho}{2} \pm \sqrt{(\sigma_\alpha + \sigma_\rho)^2 + 4\tau_{\rho\alpha}^2}. \quad (8)$$

У роботі отримано закономірності розподілу показника напруженого стану η і параметр Надаї-Лоде μ_σ в осередку деформації залежно від радіуса ρ і кута α для листових заготовок товщиною $\delta=0,8$ мм, $\delta=1,0$ мм і $\delta=1,2$ мм із алюмінію АД1 і сталі 10. Розрахунки виконано для радіусів робочої поверхні ролика $R_{рол}=1,5$ мм і $R_{рол}=4,0$ мм. Кут оправки β прийнято таким, що дорівнює $\beta=45^\circ$.

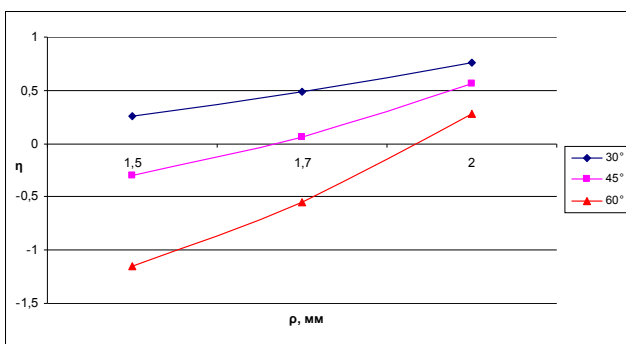


Рис. 3. Розподіл показника напруженого стану η в осередку деформації залежно від радіуса ρ і кута α за товщини заготовки $\delta=0,8$ мм

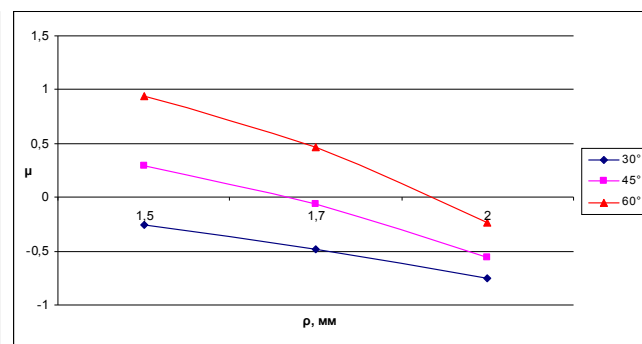


Рис. 4. Розподіл параметра Надаї-Лоде μ_σ в осередку деформації залежно від радіуса ρ і кута α за товщини заготовки $\delta=0,8$ мм

Результати розрахунку для ролика з радіусом робочої поверхні $R_{рол}=1,5$ мм і різних товщин листової заготовки наведено на рис. 3 – 8. Із аналізу отриманих результатів випливає, що закономірності розподілу показників η і μ_σ по об'єму осередку деформації не залежать від матеріалу листової заготовки.

Як видно із приведених на рис. 3 – 8 залежностей, показник напруженого стану η зростає

зі збільшенням радіуса ρ і зменшується зі збільшенням кута α . Параметр Надаї-Лоде μ_σ зменшується із ростом радіуса ρ та зростає зі збільшенням кута α . Наприклад, за $\delta=0,8$ мм $R_{\text{рол}}=1,5$ мм за зміни ρ від $\rho=1,5$ мм до $\rho=2,0$ мм показник η зростає від $\eta=-1,152$ до $\eta=0,283$ за $\alpha=60^\circ$ і від $\eta=0,258$ до $\eta=0,755$ за $\alpha=30^\circ$ (рис. 3). Параметр Надаї-Лоде μ_σ зменшується за тих же умов від $\mu_\sigma=0,939$ до $\mu_\sigma=-0,239$ за $\alpha=60^\circ$ і від $\mu_\sigma=-0,253$ до $\mu_\sigma=-0,755$ за $\alpha=30^\circ$ (рис. 4). За фіксованого значення радіуса ρ , наприклад, за $\rho=1,5$ мм показник η зменшується від $\eta=0,258$ до $\eta=-1,152$ за зростання α від $\alpha=30^\circ$ до $\alpha=60^\circ$ (рис. 3), а параметр Надаї-Лоде μ_σ за тих же умов зростає від $\mu_\sigma=-0,253$ до $\mu_\sigma=0,939$ (рис. 4). Із зростанням товщини листової заготовки значення показника η зменшуються, а параметра Надаї-Лоде μ_σ зростають (рис. 3 – 8), тобто, чим більша товщина заготовки, тим м'якша схема напруженого стану в осередку деформації і тим менша інтенсивність накопичення пошкоджень і, відповідно, менша величина використаного ресурсу пластичності. Такий результат є важливим, оскільки отриману конічну заготовку плануємо використати в подальшому для виготовлення деталі більш складної форми шляхом подальшої пластичної деформації.

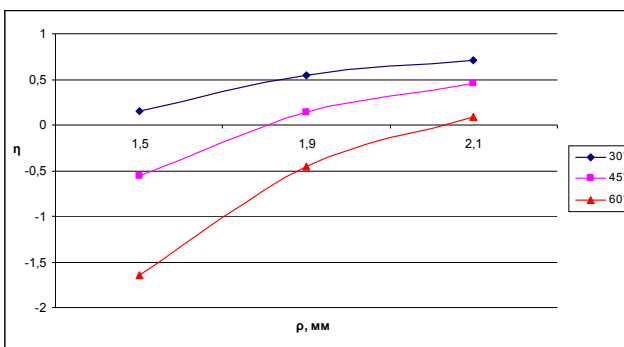


Рис. 5. Розподіл показника напруженого стану η в осередку деформації залежно від радіуса ρ і кута α за товщини заготовки $\delta=1,0$ мм

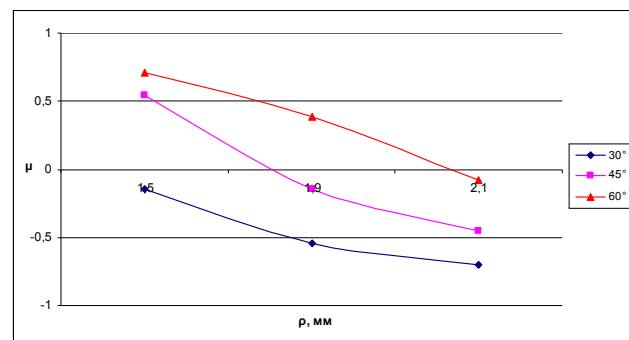


Рис. 6. Розподіл параметра Надаї-Лоде μ_σ в осередку деформації залежно від радіуса ρ і кута α за товщини заготовки $\delta=1,0$ мм

Під час використання для ротаційної витяжки ролика з радіусом робочої поверхні $R_{\text{рол}}=4,0$ мм характер залежностей показника напруженого стану η і параметра Надаї-Лоде μ_σ від радіуса ρ і кута α аналогічні приведеним на рис. 3 – 8. Однак числові значення показника η в середньому на (75 – 80)% більші, а числові значення параметра Надаї-Лоде μ_σ на (60 – 80)% менші за числові значення цих величин, приведених на рис. 3 – 8.

Аналіз результатів розрахунків напруженого стану показує, що навантаження в осередку деформації близьке до простого, тому величину використаного ресурсу пластичності ψ можна визначити за критерієм Г. А. Смірнова-Аляєва [8]:

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}, \quad (9)$$

де e_u – ступінь деформації, e_p – гранична деформація для цієї схеми напруженого стану.

Здатність матеріалу заготовки до пластичної деформації без руйнування під час ротаційної витяжки прийнято характеризувати величиною стоншення, яка для металу, що деформується, за цією схемою напруженого стану не повинна перевищувати граничної деформації e_p . Загалом величину стоншення визначають залежністю [9]:

$$e_u = \ln \frac{h_0}{h}, \quad (10)$$

де h_0 – початкова товщина листової заготовки, h – товщина стінки деталі після ротаційної витяжки.

Залежність пластичності від схеми напруженого стану описували поверхніми граничних деформацій, які для досліджуваних матеріалів апроксимували залежностями [10]:

для сталі 10

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0.78 \exp(0.59 \cdot \mu_\sigma - 0.71 \cdot \eta), \quad (11)$$

для сплаву алюмінію АД1

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1.2 \exp(0.42 \cdot \mu_\sigma - 0.5 \cdot \eta). \quad (12)$$

Розрахунки граничних деформацій e_p за критерієм (9) показали, що максимально допустима величина стоншення, за якої матеріал не буде руйнуватись, для листових заготовок із сталі 10 за заданих умов формозмінення не перевищує $e_p \leq 0,35$ за радіуса робочої поверхні ролика $R_{рол}=1,5$ мм і $e_p \leq 0,26$ за $R_{рол}=4$ мм. Для заготовок із сплаву алюмінію АД1 максимально допустима величина стоншення не перевищує $e_p \leq 0,60$ за $R_{рол} = 1,5$ мм і $e_p \leq 0,50$ за $R_{рол}=4$ мм.

Для досліджених товщин листових заготовок $\delta = 0,8$ мм, $\delta = 1,0$ мм, $\delta = 1,2$ мм максимально допустима величина стоншення практично не залежить від товщини заготовки.

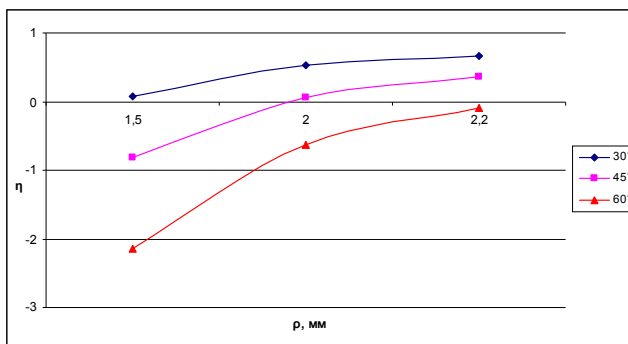


Рис. 7. Розподіл показника напруженого стану η в осередку деформації залежно від радіуса ρ і кута α за товщини заготовки $\delta=1,2$ мм

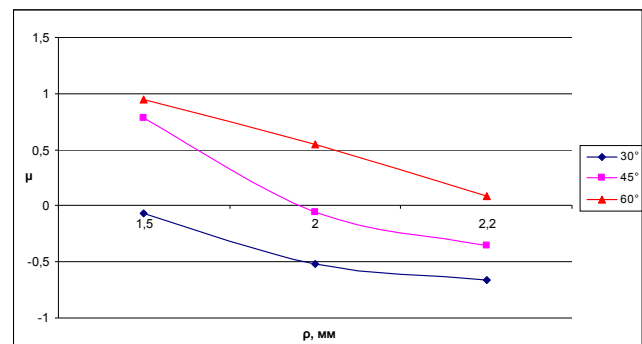


Рис. 8. Розподіл параметра Надаї-Лоде μ_σ в осередку деформації залежно від радіуса ρ і кута α за товщини заготовки $\delta=1,2$ мм

Висновки

Установлено, що під час ротаційної витяжки листових заготовок з ростом товщини заготовки показник η зменшується, а параметр Надаї-Лоде μ_σ зростає. При збільшенні радіуса робочої поверхні ролика показник η в осередку деформації також зростає, а параметр Надаї-Лоде μ_σ зменшується незалежно від товщини. Необхідно зазначити, що матеріал заготовки не впливає на характер розподілу показників η і μ_σ в осередку деформації. Величина використаного ресурсу пластичності ψ в осередку деформації зростає зі збільшенням радіуса робочої поверхні ролика $R_{рол}$ і мало залежить від товщини заготовки за інших таких самих умов.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Маленичев А. С. Взаимосвязь конструктивных характеристик оборудования и технологической оснастки для ротационной вытяжки с параметрами качества получаемых изделий / А. С. Маленичев // Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. – 2000. – С. 215 – 221.
2. Могильный Н. И. Ротационная вытяжка оболочковых деталей на станках / Могильный Н. И. – М. : Машиностроение, 1983. – 190 с.
3. Трегубов В. И. Силовые режимы ротационной вытяжки цилиндрических деталей на специализированном оборудовании / В. И. Трегубов, С. П. Яковлев, С. С. Яковлев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2005. – № 1. – С. 17 – 23.
4. Дудка Д. В. Ротационное формоизменение конических деталей из анизотропных материалов / Д. В. Дудка, С. С. Яковлев // Известия ТулГУ. Технические науки. – 2010. – Вып. 3. – С. 3 – 11.
5. Драбик А. Н. Ротационная вытяжка конических деталей из анизотропных заготовок : дис. ... канд. техн. Науків праці ВНТУ, 2014, № 4

наук : 05.03.05 / Драбик Андрей Николаевич. – Тула, 2010. – 207 с.

6. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / Огородников В. А. – К. : УМК ВО, 1989. – 152 с.

7. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. – М. : Металлургия, 1984. – 144 с.

8. Смирнов-Аляев Г. А. Механические основы пластической обработки металлов / Смирнов-Аляев Г. А. – Л. : Машиностроение, 1968. – 272 с.

9. Капорович В. Г. Производство деталей из труб обкаткой / В. Г. Капорович. – М. : Машиностроение, 1978. – 166 с.

10. Сивак И. О. Пластичность металлов при объемном напряжённом состоянии / И. О. Сивак, Е. И. Коцюбовская // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр. – 2007. – С. 73 – 76.

Сивак Іван Онуфрійович – д. т. н., професор, завідувач кафедри технології та автоматизації машинобудування, sivak_i_o@mail.ru.

Сухоруков Сергій Іванович – к. т. н., доцент кафедри технології та автоматизації машинобудування, ssergeii@ukr.net.

Шевчук Євген Ігорович – аспірант кафедри технології та автоматизації машинобудування, Shevae_111@mail.ru.

Вінницький національний технічний університет.

I. O. Syvak, Dc. Sc. (Eng.), Prof.; S. I. Sukhorukov, Cand. Sc. (Eng.), Assist. Prof.;
Y. I. Shevchuk

STRESS STATE IN THE DEFORMATION REGION OF A SHEET BLANK DURING ROTATIONAL DRAWING OF AXISYMMETRIC PARTS

The paper deals with investigation of the stress state in the deformation region during rotational drawing of axisymmetric parts made from a sheet blank. Regularities in the distribution of stress state indices have been determined. The value of the used plasticity resource has been estimated depending on the geometric characteristics of the roller, sheet blank thickness and mechanical characteristics of the blank material.

Key words: rotational drawing, stress, deformation region, stress state indices, conical part.

Axisymmetric thin-wall products have found wide application in various branches of the machine-building industry. Strict requirements are set to their quality and operation characteristics. For manufacturing such products rotational drawing methods are widely used. A considerable number of current literary sources deal with experimental investigation of the rotational drawing process [1 – 3]. However, the methods of evaluating the stress state pattern and the used plasticity resource value in the deformation region and of their influence on the end product quality are practically absent.

It should be noted that a special feature of the process of rotational drawing of axisymmetric parts, made from sheet blanks, is as follows: plastic deformation occurs in the local volume of the tool contact with the blank. The stress state pattern in this volume depends on the shape and size of the blank and the tool, their mutual location and processing modes.

This study aims at determining regularities in the distribution of stress state indices and the used plasticity resource values in the deformation region depending on the parameters of rotational drawing process.

The paper considers the process of rotational drawing of a thin shell made from a sheet blank. The deformation region is divided into three zones (Fig. 1). Zone 1 is under volumetric stress conditions and zone 2 is in s in the plane strain state. In [4, 5] the stress state is determined for zone 2 in a polar system of coordinates ρ , α with the origin in the center of the curvature of the roller working surface (Fig. 2). In the shaded element of the blank, limited by radii ρ_1 and ρ_2 and by angles $\alpha=0$ and $\alpha=\alpha_m$, the action of radial stresses σ_ρ , tangential stresses σ_α and shearing stresses $\tau_{\rho\alpha}$ is observed. Difference between radii ρ_2 and ρ_1 is equal to thickness δ of the sheet blank.

The balance equations for 2D-problem in the polar coordinates are given by [4, 5]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\alpha}}{\partial \alpha} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\alpha}{\rho} &= 0; \\ \frac{\partial \sigma_\alpha}{\partial \alpha} + \rho \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\alpha}}{\partial \rho} + 2\tau_{\rho\alpha} &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

In this problem plasticity condition takes the form of

$$\sigma_\alpha - \sigma_\rho = 2\tau_s. \quad (2)$$

After differentiation of the first equation of system (1) with respect to α , taking into account the plasticity condition (2), and after differentiation of the second equation of system (1) with respect to ρ and subtraction of the first equation from the obtained second equation we obtain the equation for determining the shearing stresses [4, 5]:

$$\rho^2 \cdot \frac{\partial^2 \tau_{\rho\alpha}}{\partial \rho^2} - \frac{\partial^2 \tau_{\rho\alpha}}{\partial \alpha^2} + 3\rho \frac{\partial \tau_{\rho\alpha}}{\partial \rho} = 0. \quad (3)$$

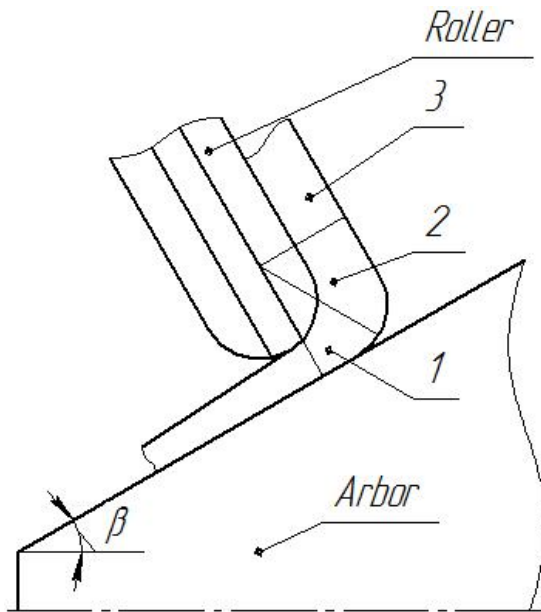


Fig. 1. The scheme of the deformation region division into zones

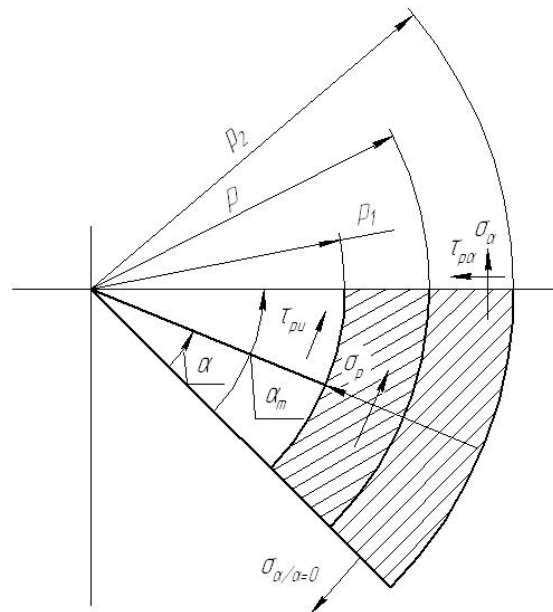


Fig. 2. The pattern of the stress state in zone 2 during rotational drawing process

The solution of equation (3) has been obtained under the following limit conditions. In the zone of the blank contact with the roller shearing stresses for $\rho = \rho_1$ are equal to $\tau_{\rho\alpha} = -m\tau_s$, where m – Prandtl friction factor. On the free surface of the blank shearing stresses for $\rho = \rho_2$ are equal to $\tau_{\rho\alpha} = 0$. For $\alpha = 0$ shearing stresses $\tau_{\rho\alpha} = 0$ as this region is the main one, and for $\alpha = \alpha_m$ shearing stresses take maximal values $\tau_{\rho\alpha} = -\tau_s$. After solving equation (3) for the adopted limit conditions for shearing stress $\tau_{\rho\alpha}$ the following expression was obtained in [5]:

$$\tau_{\rho\alpha} = -\tau_s \sqrt{1-c} \frac{\alpha}{\alpha_m} + \frac{\tau_s \sqrt{1-c} \cdot \sin\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right)}{\rho \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} \cdot \left[\rho_1 \left(m - \frac{\alpha}{\alpha_m}\right) \cdot \sin\left(\omega \cdot \ln \frac{\rho}{\rho_2}\right) + \rho_2 \cdot \frac{\alpha}{\alpha_m} \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_1}\right) \right]. \quad (4)$$

In [4, 5] for determining σ_ρ problem (1) is solved using the method of separation of variables for homogeneous boundary conditions:

$$\begin{aligned} \sigma_\rho = \frac{\tau_s \cdot \sqrt{1-c}}{\alpha_m} \cdot \left[\ln \frac{\rho}{\rho_2} + \frac{\rho_1}{\rho(1+\omega^2)} \cdot \frac{\sin\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_2}\right) + \omega \cdot \cos\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_2}\right)}{\sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} - \frac{\rho_1 \cdot \omega}{\rho_2(1+\omega^2) \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} \right] \times \\ \times \left[\pi \cdot \cos\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right) \left(m - \frac{\alpha}{\alpha_m}\right) - \sin\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right) \right] + \\ + \left[\frac{\rho_2 \left(\sin\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_1}\right) + \omega \cdot \cos\left(\omega \ln \frac{\rho}{\rho_1}\right)\right)}{\rho(1+\omega^2) \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} - \frac{\sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right) + \omega \cdot \cos\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)}{(1+\omega^2) \cdot \sin\left(\omega \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}\right)} \right] \times \end{aligned} \quad (5)$$

$$\times \left\{ \frac{\pi\alpha}{\alpha_m} \cdot \cos\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right) + \sin\left(\frac{\pi\alpha}{\alpha_m}\right) \right\} + 2\tau_s \cdot \sqrt{1-c} \ln \frac{\rho}{\rho_2}.$$

Normal stress $\sigma\alpha$ was determined from the equation (2).

In this paper the obtained values of $\sigma\alpha$, $\sigma\rho$, $\tau\alpha$ are used for analyzing the stress state pattern in zone 2 of the deformation region and for the evaluation of permissible forming limit. The stress state index η was calculated by the formula [6, 7]

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}, \tag{6}$$

where $\sigma = \frac{1}{3}\sigma_{i,j} \cdot \delta_{i,j}$ – average stress, σ_u – stress intensity.

The parameter of Nadai-Lode is given by:

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}. \tag{7}$$

Main stresses $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ were calculated by the formula [6]:

$$\sigma_{\frac{\max}{\min}} = \frac{\sigma_\alpha + \sigma_\rho}{2} \pm \sqrt{(\sigma_\alpha + \sigma_\rho)^2 + 4\tau_{\rho\alpha}^2}. \tag{8}$$

Regularities in the distribution of stress state index η and parameter of Nadai – Lode μ_σ in the deformation region have been obtained depending on radius ρ and angle α for sheet blanks with thicknesses $\delta=0,8 \text{ mm}$, $\delta=1,0 \text{ mm}$ and $\delta=1,2 \text{ mm}$ from aluminium АД1 and steel 10. Calculations were performed for the radii of the roller working surface $R_{rol}=1,5 \text{ mm}$ and $R_{rol}=4,0 \text{ mm}$. Angle β of the arbor is taken $\beta=45^\circ$.

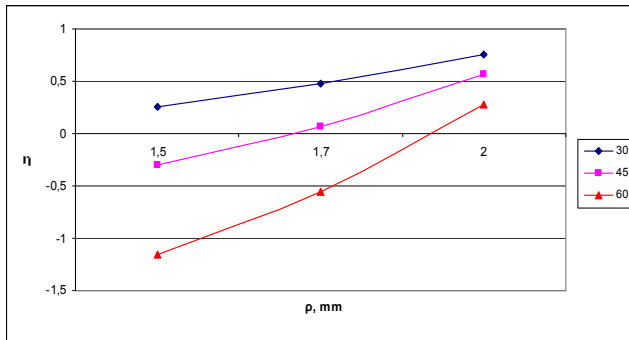


Fig. 3. Distribution of the stress state index η in the deformation region depending on radius ρ and angle α for thickness of the blank $\delta=0,8 \text{ mm}$

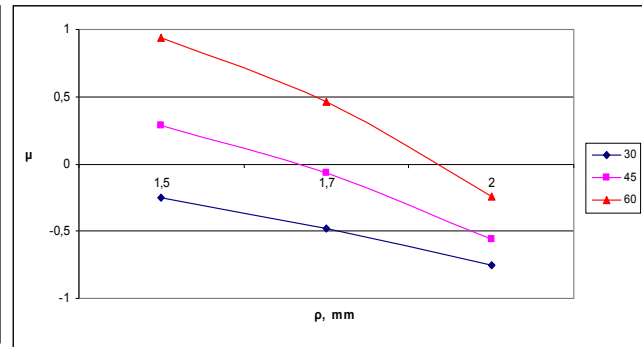


Fig. 4. Distribution of the stress state index μ_σ in the deformation region depending on radius ρ and angle α for thickness of the blank $\delta=0,8 \text{ mm}$

Calculation results for the roller with the working surface radius $R_{rol}=1,5 \text{ mm}$ and different thicknesses of the sheet blank are presented in Fig. 3 – 8. Analysis of the obtained results shows that regularities in the distribution of indices η and μ_σ throughout the volume of the deformation region do not depend on the sheet blank material.

From the dependencies, presented in Fig. 3 – 8, it is evident that stress state index η increases with the increase of angle α . Parameter of Nadai – Lode decreases with the growth of radius ρ and increases with increasing angle α . E.g. for $\delta = 0,8 \text{ mm}$ $R_{rol} = 1,5 \text{ mm}$ as ρ changes from $\rho = 1,5 \text{ mm}$ to $\rho = 2,0 \text{ mm}$ index η increases from $\eta = -1,152$ to $\eta=0,283$ for $\alpha=60^\circ$ and from $\eta = 0,258$ to $\eta = 0,755$ for $\alpha=30^\circ$ (Fig. 3). Parameter of Nadai – Lode μ_σ decreases under the same conditions from $\mu_\sigma=0,939$ to $\mu_\sigma=-0,239$ for $\alpha=60^\circ$ and from $\mu_\sigma=-0,253$ to $\mu_\sigma=-0,755$ for $\alpha=30^\circ$ (Fig. 4). For fixed value of radius ρ , e.g. for $\rho=1,5 \text{ mm}$, index η decreases from $\eta=0,258$ to $\eta=-1,152$ as α increases

from $\alpha=30^\circ$ to $\alpha=60^\circ$ (Fig. 3), and under the same conditions parameter of Nadai – Lode μ_σ increases from $\mu_\sigma=-0,253$ to $\mu_\sigma=0,939$ (Fig. 4). With increased thickness of the sheet blank the value of index η decreases and the values of the parameter of Nadai – Lode μ_σ are increased (Fig. 3 – 8), i. e. the greater the thickness of the blank, the softer the stress state pattern in the deformation region, the smaller damage accumulation intensity and, respectively, the smaller the value of the used plasticity resource will be. Such a result is important since the obtained workpiece is planned to be used for manufacturing parts with a more complicated shape by means of further plastic deformation.

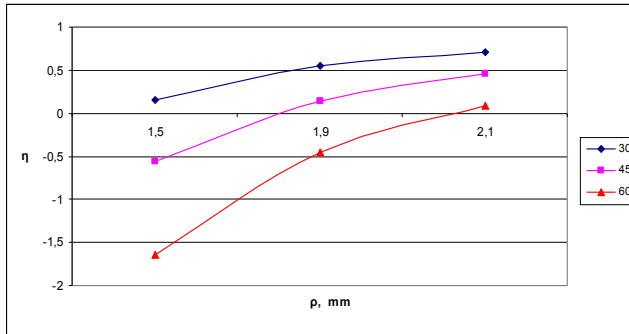


Fig. 5. Distribution of the stress state index η in the deformation region depending on radius ρ and angle α for thickness $\delta=1,0$ mm of the blank

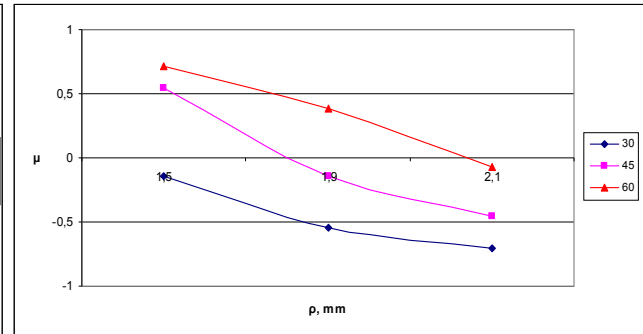


Fig. 6. Distribution of the stress state index μ_σ in the deformation region depending on radius ρ and angle α for thickness $\delta=1,0$ mm of the blank

When a roller with the working surface radius $R_{rol}=4,0$ mm is used for rotational drawing, character of the dependencies of stress state index η and Nadai – Lode parameter μ_σ on radius ρ and angle α is analogous to those presented in Fig. 3 – 8. However, numerical values of index η are, on the average, by 75 – 80 % higher and numerical values of Nadai – Lode parameter μ_σ are, on the average, by 60 – 80 % lower than those presented in Fig. 3 – 8 .

Analysis of the stress state calculation results shows that load in the deformation region is close to a simple load and, therefore, the used plasticity resource value ψ could be determined by Smirnov – Aliyev criterion [8]:

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}, \quad (9)$$

where e_u – deformation degree, e_p – limit deformation for the given stress state pattern.

Ability of the blank material to be plastically formed without damage during rotational drawing is usually characterized by the value of thinning, which should not exceed limit deformation e_p of the metal being deformed for the given stress state pattern. In a general case the thinning value is given by the dependence [9]:

$$e_u = \ln \frac{h_0}{h}, \quad (10)$$

where h_0 – the initial thickness of the sheet blank; h – thickness of the wall of the part after rotational drawing.

Plasticity dependence on the stress state pattern was described by the surfaces of limit deformations which, for the materials under study, were approximated by the dependencies [10]:

For steel 10

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0.78 \exp(0.59 \cdot \mu_\sigma - 0.71 \cdot \eta), \quad (11)$$

For aluminium alloy A11

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1,2 \exp(0.42 \cdot \mu_\sigma - 0.5 \cdot \eta). \quad (12)$$

Calculations of limit deformations e_p by criterion (9) have shown that maximally permissible

thinning value, with which the material will not be damaged, does not exceed $e_p \leq 0,35$ for sheet blanks from steel 10 under given conditions of forming for the radius of the roller working surface $R_{rol} = 1,5 \text{ mm}$ and $e_p \leq 0,26$ for $R_{rol} = 4 \text{ mm}$. For the blanks, made from aluminium alloy АД1, the maximal permissible thinning value does not exceed $e_p \leq 0,60$ for $R_{rol} = 1,5 \text{ mm}$ and $e_p \leq 0,50$ for $R_{rol} = 4 \text{ mm}$.

For the investigated thicknesses of sheet blanks $\delta = 0,8 \text{ mm}$, $\delta = 1,0 \text{ mm}$, $\delta = 1,2 \text{ mm}$ the maximal permissible thinning value does not practically depend on the blank thickness.

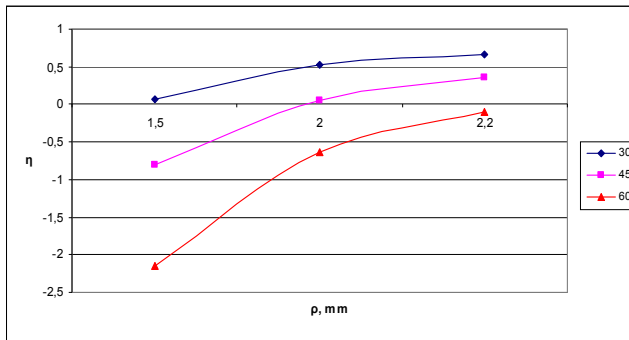


Fig. 7. Distribution of the stress state index η in the deformation region depending on radius ρ and angle α for blank thickness $\delta = 1,2 \text{ mm}$

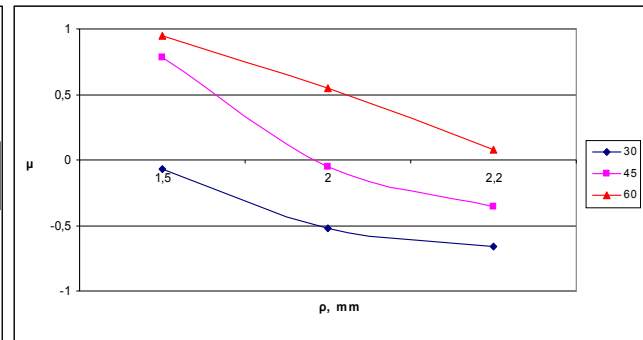


Fig. 8. Distribution of stress state index μ_σ in the deformation region depending on radius ρ and angle α for blank thickness $\delta = 1,2 \text{ mm}$

Conclusions

It has been determined that during rotational drawing of sheet blanks index η decreases and Nadai – Lode parameter μ_σ increases when thickness of the sheet blank is increased. With the increased radius of the roller working surface index η also grows in the deformation region and Nadai – Lode parameter μ_σ decreases irrespective of the thickness. It should be noted that the blank material does not influence the character of distribution of indices η and μ_σ in the deformation region. The used plasticity resource value ψ in the deformation region grows as the radius of the roller working surface R_{rol} is increased and does not essentially depend on the blank thickness, all other conditions being equal.

REFERENCES

1. Маленичев А. С. Взаимосвязь конструктивных характеристик оборудования и технологической оснастки для ротационной вытяжки с параметрами качества получаемых изделий / А. С. Маленичев // Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. – 2000. – С. 215 – 221.
2. Могильный Н. И. Ротационная вытяжка оболочковых деталей на станках / Могильный Н. И. – М. : Машиностроение, 1983. – 190 с.
3. Трегубов В. И. Силовые режимы ротационной вытяжки цилиндрических деталей на специализированном оборудовании / В. И. Трегубов, С. П. Яковлев, С. С. Яковлев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2005. – № 1. – С. 17 – 23.
4. Дудка Д. В. Ротационное формоизменение конических деталей из анизотропных материалов / Д. В. Дудка, С. С. Яковлев // Известия ТулГУ. Технические науки. – 2010. – Вып. 3. – С. 3 – 11.
5. Драбик А. Н. Ротационная вытяжка конических деталей из анизотропных заготовок : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Драбик Андрей Николаевич. – Тула, 2010. – 207 с.
6. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / Огородников В. А. – К. : УМК ВО, 1989. – 152 с.
7. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. – М. : Металлургия, 1984. – 144 с.
8. Смирнов-Аляев Г. А. Механические основы пластической обработки металлов / Смирнов-Аляев Г. А. – Л. : Машиностроение, 1968. – 272 с.
9. Капорович В. Г. Производство деталей из труб обкаткой / В. Г. Капорович. – М. : Машиностроение, 1978.

– 166 с.

10. Сивак И. О. Пластичность металлов при объемном напряжённом состоянии / И. О. Сивак, Е. И. Коцюбивская // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематич. зб. наук. пр. – 2007. – С. 73 – 76.

Syvak Ivan – Dc. Sc. (Eng.), Prof., Head of the Department of Machine-Building Technology and Automation, sivak_i_o@mail.ru.

Sukhorukov Serhiy – Cand. Sc. (Eng.), Assist. Prof. of the Department of Machine-Building Technology and Automation, ssergeii@ukr.net.

Shevchuk Yevgen – Postgraduate student of the Department of Machine-Building Technology and Automation, Shevae_111@mail.ru.
Vinnytsia National Technical University.