

УДК 621.735.36

О. Є. МАРКОВ

МОДЕЛЬ УРАХУВАННЯ РЕЛАКСАЦІЇ НАПРУЖЕНЬ У МЕТАЛІ ПРИ ГАРЯЧОМУ ДЕФОРМУВАННІ

На основі реологічної моделі Максвелла отримано аналітичний зв'язок між компонентами напружень і швидкостями деформацій для скінчено-елементного моделювання гарячої пластичної деформації. Ця модель враховує процеси зміцнення і релаксації напружень в металі при високих температурах без додаткових ітераційних процедур. В результаті кількість розрахунків знизилася в 2...3 рази і підвищилася точність скінчено-елементних обчислень. Був розроблений програмний продукт на основі МСЕ. Теоретичні результати зміни координатних сіток відрізняються на 3...5 % від експериментальних даних.

Ключові слова: МСЕ, зміцнення, релаксація, кування, заготовка, реологічні властивості.

Вступ. При моделюванні методом скінчених елементів (МСЕ) процесів гарячого деформування виникають труднощі, які пов'язані з урахуванням нелінійності механічних властивостей металу [1].

Аналіз літератури. На сьогоднішній день відомі різні способи урахування реологічних властивостей матеріалу. Частина таких завдань вирішують в пружно-пластичній постановці [2]. Це вимагає значних додаткових обчислювальних ресурсів. Більш повне урахування механічних характеристик деформованого металу підвищує точність моделювання процесів гарячої обробки металів тиском [3]. Особливо це стосується процесів кування великогабаритних поковок [4–6]. При куванні злитків деформування проводиться локально з паузами між окремими натисками. За час цих пауз в металі відбуваються процеси релаксації напружень. Релаксація напружень знижує опір деформуванню. Урахування цих процесів дозволить більш точно визначити силові параметри деформування. Це, у свою чергу, дозволить вибрати менш потужне обладнання [7]. Більше того, на сьогоднішній день немає єдиного аналітичного зв'язку напружень і швидкостей деформацій при пластичній деформації металу [8–9].

Основною умовою точності визначення напружено-деформованого стану (НДС) металу є встановлення фізичних рівнянь стану з урахуванням зміцнення – релаксації металу в процесі гарячої пластичної деформації. В даний час математичні апарати існуючих комерційних програмних продуктів не дозволяють враховувати процеси релаксації, які протікають в металі, при температурі вище температури рекристалізації [10]. Тому результати моделювання енергосилових параметрів процесів кування великогабаритних злитків дають завищену оцінку [11]. Для отримання точного рішення потрібна велика кількість ітераційних процедур. Як результат – значно збільшується час розрахунку. Це обмежує можливість застосування скінчено-елементних програм технологами та дослідниками в галузі виробництва великогабаритних поковок.

Мета роботи. Встановлення аналітичного зв'язку компонент напружень та швидкостей деформацій при гарячому деформування, що враховує релаксацію напружень.

Постановка задачі. При вирішенні завдань МСЕ необхідно задати рівняння зв'язку між напруженнями і швидкостями деформацій $\{\dot{\varepsilon}\}$ матеріалу для різних термомеханічних параметрів при гарячому деформуванні. Цей зв'язок необхідний для визначення матриці жорсткості скінченого елемента $[K]$ (1) і визначення компонент напружень $\{\sigma\}$ (2) за допомогою матриці пружності $[D]$, яка відповідає за властивості деформованого матеріалу

$$[K] = \int [B]^T \cdot [D] \cdot [B] \cdot dV ; \quad (1)$$

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\dot{\varepsilon}\}, \quad (2)$$

де $[B]$ – матриця функцій форми елемента.

При гарячому деформуванні метал має в'язкі властивості. Головна відмінність в'язкого плинку від пластичних деформацій полягає в тому, що в'язкий плин металу в більшій мірі залежить від швидкості деформації [1]. Метал має в'язкі властивості, якщо напруження залежать від швидкостей деформації [2]. В'язкі властивості матеріалу призводять до того, що після деформації напруження в тілі знижуються в часі (відбувається релаксація напружень). У процесі гарячої пластичної деформації, поряд з процесами зміцнення відбувається релаксація напружень. У цьому випадку адекватною реологічною моделлю може служити в'язко-пружне середовище Максвелла.

Розв'язання диференційного рівняння моделі Максвелла. Сумарна ступінь деформації, відповідно до цієї моделі, складається з пружної ε_{xx}^e і в'язкої ε_{xx}^v

$$\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}_{xx}^e + \bar{\varepsilon}_{xx}^v = \frac{\sigma_{xx}}{E} + \frac{\sigma_{xx}}{v} \quad (3)$$

де v – динамічна в'язкість, МПа·с;
 E – модуль пружності Юнга, МПа.

Після диференціювання рівняння (3) за часом

$$\frac{d\sigma_{xx}}{dt} + \frac{\sigma_{xx}}{T} = E \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt}, \quad (4)$$

де T – час релаксації, с ($T = v/E$).

Щодо σ_{xx} залежність (4) – це лінійне диференціальне рівняння першого порядку. Його рішення при $\sigma_{xx}^0 = 0$ і умови, що середовище деформується з постійною швидкістю

$$\sigma_{xx} = E \cdot \dot{\epsilon}_{xx} \cdot t \cdot e^{-\frac{t}{T}}. \quad (5)$$

У результаті аналізу поведінки отриманої моделі (5) були встановлені важливі для теорії гарячої обробки тиском властивості функції:

– пік напружень залежить від модуля пружності Юнга для даного матеріалу при даних температурних умовах і від швидкості деформації при відомому часі деформування;

– максимум функції (5) завжди відповідає часу, рівному $T = \nu/E$. Цей час відповідає часу деформування, після якого настає пауза. Даний факт відповідає фізиці процесу релаксації. Час T можна розрахувати, якщо задані швидкість і ступінь деформації або, якщо він задається у вихідних даних для вирішення задачі деформування, тобто величина T завжди відома.

У цьому випадку немає необхідності визначати і задавати в'язкість матеріалу при даних температурно-швидкісних умовах деформування в явному вигляді, що значно спрощує задачу дослідження і робить розроблену модель більш універсальною.

Основним фактором, який впливає на опір деформації в гарячому стані, є швидкість деформації. Для визначення величини релаксації криву опору деформації будують від часу.

Експериментальна перевірка моделі релаксації напружень. Для порівняння результатів, отриманих за допомогою рівняння (5), з реальними процесами релаксації металу проводилося експериментальне дослідження зміцнення і релаксації напружень для різних сталей. Дослідження реології сталей при високих температурах проводилося на установці Gleeble 3800. Дослідження термомеханічних властивостей сталі проводилося на підставі випробувань на стискання і розтягування. Залежність (5) представлена на рис. 1, 2.

Крива має ділянку зміцнення при прикладанні навантаження і ділянку релаксації напружень при знятті навантаження. На рис. 1, 2 показані експериментальні значення (криві 1 та 3) опору деформації для сталей різного класу (34ХНМ, У10А, 5ХВ2С і 08Х18Н10Т) при температурах 900°C і 1000°C, при швидкості деформації $\dot{\epsilon} = 7 \times 10^{-3} \text{ c}^{-1}$. Розрахункові значення функції (5) показані лініями 2 та 4 (рис. 1, 2).

Якщо в отриманій моделі (5) врахувати вплив зовнішнього навантаження, то отримаємо збіг розрахункових та експериментальних даних для однакових умов деформування і розвантаження з похибкою 5...7% (рис. 1, 2).

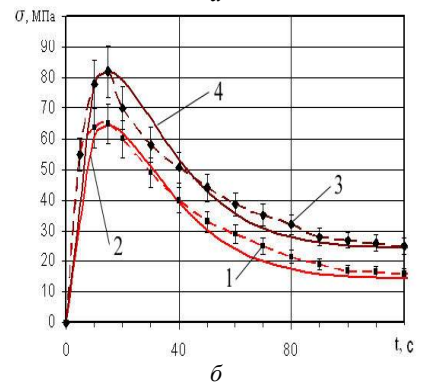
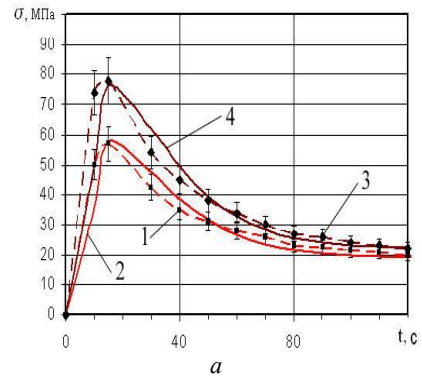


Рис. 1 – Порівняння експериментальних кривих зміцнення – релаксації з розрахунковими даними для сталей: а – 34ХНМ; б – У10А

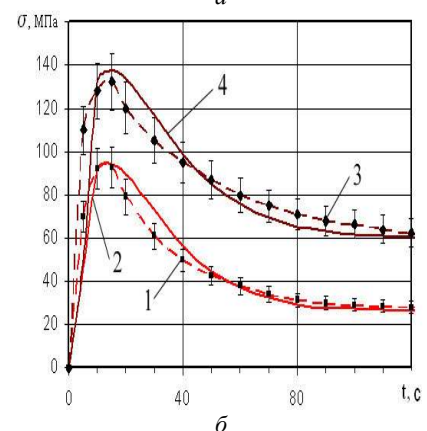
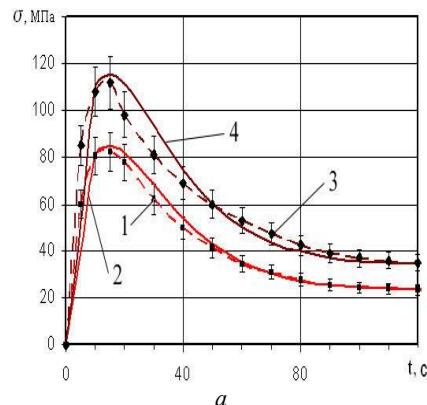


Рис. 2 – Порівняння експериментальних кривих зміцнення – релаксації з розрахунковими даними для сталей: а – 5ХВ2С; б – 08Х18Н10Т

Встановлена залежність напружень і швидкостей деформації дозволяє отримувати просте

рішення задач гарячого пластичного деформування без додаткових ітераційних процедур. Модель враховує реальні властивості матеріалу, який деформується. Це істотно скорочує кількість обчислень, а відповідно, і час розрахунку.

Перетворення отриманої моделі у матричний вигляд для МСЕ. Найважливіше завдання, яке стоїть перед розробниками алгоритмів МСЕ і програм – це скорочення обчислювальних ресурсів [4]. Для застосування отриманої моделі в МСЕ її необхідно представити в матричному вигляді (1; 2). Ця матриця необхідна для визначення матриці жорсткості скінченного елемента. Більше того, ця матриця дозволяє встановити компоненти тензора швидкостей деформацій і напружень.

Після перерахунку лінійного напруженого стану на об'ємний напружений стан зв'язок між напруженнями та швидкостями деформації для в'язко-пружного релаксуючого середовища Максвелла:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_x + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_y + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_z; \\ \sigma_y &= \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_x + \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_y + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_z; \\ \sigma_z &= \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_x + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_y + \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_z; \\ \tau_{xy} &= \frac{\omega \cdot E}{2 \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\gamma}_{xy}; \quad \tau_{yz} = \frac{\omega \cdot E}{2 \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\gamma}_{yz}; \\ \tau_{zx} &= \frac{\omega \cdot E}{2 \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\gamma}_{zx}. \end{aligned}$$

$$\omega = t \cdot e^{-\frac{t}{T}},$$

де μ – коефіцієнт Пуассона;

t – час, с.

В матричному виді

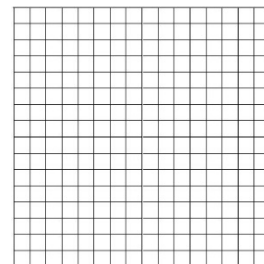
$$\frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_x \\ \dot{\epsilon}_y \\ \dot{\epsilon}_z \\ \dot{\gamma}_{xy} \\ \dot{\gamma}_{yz} \\ \dot{\gamma}_{zx} \end{Bmatrix}$$

Зі співвідношення (2) визначається матриця $[D]$ пружно-в'язких характеристик матеріалу. Ця матриця також враховує релаксацію напружень в металі в паузах між деформуванням:

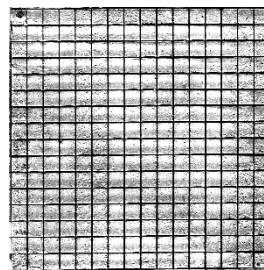
$$[D] = \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} \end{bmatrix}$$

З використанням моделі Максвелла була встановлена матриця пружно-в'язких характеристик матеріалу для визначення матриці жорсткості скінченного елемента при моделюванні МСЕ процесів гарячого деформування. Ці закономірності дозволяють використовувати їх в математичному апараті методу скінчених елементів. Це дозволить моделювати процеси кування злитків. Для визначення достовірності отриманих співвідношень необхідно порівняти отримані результати чисельного моделювання з експериментальними даними.

Верифікація розробленого програмного авторського продукту. З використанням отриманих співвідношень був розроблений програмний продукт на основі МСЕ. Перевірка вірогідності результатів розрахунку здійснювалася на прикладі процесу осадження циліндричної заготовки плоскими плитами (рис. 3–5).



a



б

Рис. 3 – Вихідна сітка: а – теоретична та б – експериментальна

Коефіцієнт тертя за Зібелем 0,5, ступені деформації 25 і 50 %. Діаметр заготовки 50 мм, довжина 50 мм. Розмір квадратної сітки 3,125 мм.

Для дослідження було обрано свинець з добавкою сурми 1 %. Свинець при кімнатній температурі має властивості, як сталь при температурах гарячої обробки тиском. Це дозволяє

моделювати процеси кування на свинцевих моделях [12]. Циліндричні заготовки були отримані шляхом спаювання двох половинок [13].

Вирішувалася ізотермічна задача для виключення впливу температури на деформований стан. При осадженні з максимальним тертям (умова повного прилипання вузлів сітки до інструменту) при різних ступенях деформації відзначена характерна бочкоподібність (рис. 4, *а*; рис. 5, *а*).

Зони заготовки, що контактують з інструментом, залишаються недеформованими, максимальні деформації локалізуються в центральній зоні.

За результатами деформованого стану, з використанням отриманих співвідношень, порівнювали експериментальні та теоретичні деформовані координатні сітки. На рис. 4, *б* та рис. 5, *б* наведені експериментальні координатні сітки після осадження на 25 і 50 %, нанесені на свинцеві циліндричні зразки в меридіональному перерізі.

Розміри, швидкісні умови деформування, матеріал відповідали умовам експерименту. Після зіставлення координат вузлів деформованих сіток (рис. 6) встановлено, що при однакових умовах деформування похибка становить 3...5 %.

Додатково для тестування отриманих рівнянь проводилося зіставлення деформованих координатних сіток. Ці сітки були отримані після протягування плоскими бойками циліндричної заготовки діаметром 72 мм. Сітка була нанесена в поперечному перерізі заготовки. Розмір сітки на експериментальній та модельованій заготовці становив 3,0 мм, обтиснення заготовок 25 %.

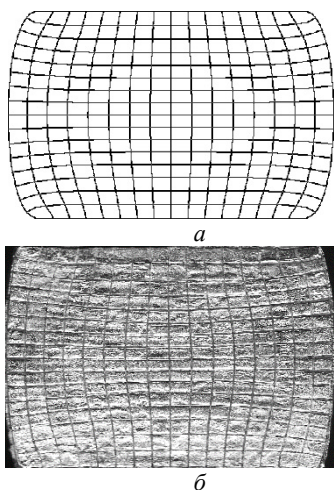
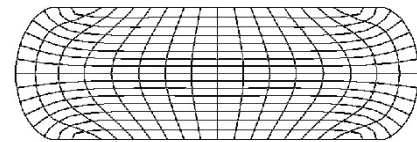
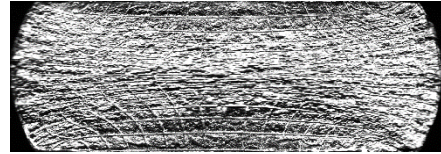


Рис. 4 – Осадження на 25 %, *а* – теоретична та *б* – експериментальна сітка

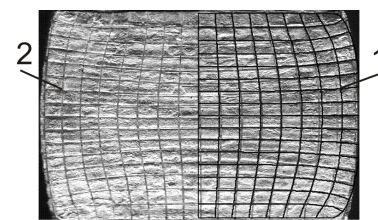


а

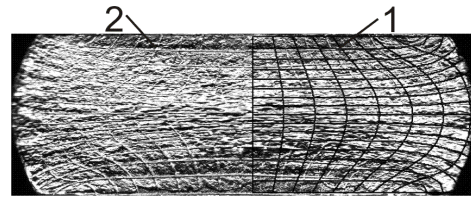


б

Рис. 5 – Осадження на 50 %, *а* – теоретична та *б* – експериментальна сітка



а



б

Рис. 6 – Зіставлення сіток: 1 – деформованої розрахункової; 2 – експериментальної після їх осадження: *а* – на 25 %; *б* – на 50 %

На рис. 7, *а* представлена деформована експериментальна сітка після накладення на неї теоретичної. Відхилення координат вузлів сітки становить 5...7 %.

Отримана сітка відповідає даним інших дослідників (рис. 7, *б*). В обох випадках розраховувався розподіл деформацій у поперечному перерізі заготовки після обтиснення на 50 %.

Порівняння деформованого стану експериментальної заготовки з результатами, які отримані розробленою програмою, дозволило зробити висновок про те, що результати моделювання з використанням запропонованої моделі достовірні.

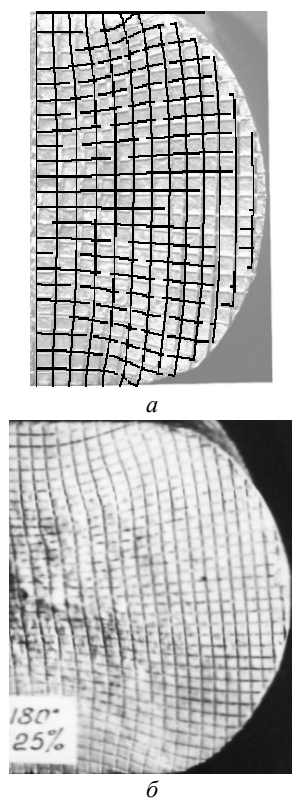


Рис. 7 – Порівняння сіток після деформації на 25 %, отримані в поперечному перерізі після протягування плоскими бойками: а – теоретичної; б – експериментальної

Використання в математичному апараті МСЕ виведених вище рівнянь при малій кількості елементів забезпечує виконання закону сталості об'єму заготовки в процесі деформації. Пряме рішення задачі моделювання без ітераційних процедур є важливим науковим результатом при моделюванні задач пластичного деформування МСЕ [1–3]. Зміна об'єму заготовки у випадку відкритого осадження з максимальним тертям і без тертя становить приблизно 2...4 %. Цей результат підтверджує високу точність одержуваних результатів з використанням закону зв'язку напружень і швидкостей деформацій через пружно-в'язку релаксуючу модель Максвелла. Рішення задачі деформування без додаткових ітераційних процедур дозволило зменшити час розрахунку в 2...3 рази.

Висновки

1. Встановлено рівняння, яке пов'язує компоненти напружень і швидкостей деформацій, на основі застосування реологічного середовища Максвелла.

2. Уточнена матриця пружно-в'язких характеристик матеріалу для визначення жорсткості скінченного елемента при моделюванні процесів гарячого пластичного деформування МСЕ. Це дозволило враховувати зміцнення і релаксацію напружень у сплаві при кувальних температурах без ітераційних процедур, що дало можливість зменшити обсяг обчислень в 2...3 рази, скоротити час і підвищити точність скінчено-елементного розрахунку. Встановлена модель з похибкою 5...7 % збігається з експериментальними даними реології металу в гарячому стані.

3. Розроблена програма на основі МСЕ. Вирішені тестові задачі: осадження і протягування циліндричних заготовок.

4. Проведено порівняння експериментальних і теоретичних сіток, які отримані при однакових умовах деформування в різних площинах перетинів заготовки. Отримані теоретичні результати по зміні координатної сітки відрізняються на 3...5 % від експериментальних даних, що дозволило зробити висновок про адекватність отриманої математичної моделі зв'язку напруг і швидкостей деформацій.

Bibliography (transliterated): 1. J. Chen, K. Chandrashekhara, V. L. Richards. Three-Dimensional Nonlinear Finite Element Analysis of Hot Radial Forging Process for Large Diameter Tubes, Mater. Manuf. Processes. 7 (2010). – P. 669–678. 2. Atanasovska I., Moncilovic G., Olivera E. Rate independent plasticity – a material nonlinearity in finite element analysis // 11th Int. conf. / Research and development in mechanical industry RaDMI 2011. 15–18 September 2011. – P. 435–443. 3. Zhang Z. J. Simulation of 42CrMo steel billet upsetting and its defects analyses during forming process based on the software DEFORM-3D / Z. J. Zhang, G. Z. Dai, S. N. Wu, L. X. Dong, L. L. Liu // J. Mater. Sc. and Eng. – 2009. – № 499. – P. 49–52. 4. Scarabello D. FE modeling of large ingot hot forging / D. Scarabello, A. Ghiotti, B. Bruschi // Int. J. Materials Form. – 2010. – № 3. – P. 335–338. 5. Tanaka, Y. Development of high purity large forgings for nuclear power plants / Y. Tanaka, I. Sato // J. Nucl. Mater. – 2011. – № 417. – P. 854–859. 6. Kim Y. Efficient forging process to improve the closing effect of the inner void on an ultra-large ingot / Y. Kim, J. Cho, W. Bae // J. Mater. Process. Technol. – 2011. – № 211. – P. 1005–1013. 7. Optimization of open die forging of round shapes using FEM analysis / S. K. Choi, M. S. Chun, C. J. Van Tyne, Y. H. Moon // J. Mater. Process. Technol. – 2006. – № 1. – P. 88–95. 8. Cao, Z. X. Zhou, Y. H. Ren, B. Zhang, Analysis and FEM Simulation of Temperature Field in Wet Surface Grinding, Mater. Manuf. Processes. 6 (2010). – P. 399–406. 9. Audhesh Narayan, Vinod Yadava. Investigation of Temperature Distribution in the Workpiece during Creep Feed Surface Grinding Using Finit Element Method. – Vol. 27. – N 10. – 2012. 10. L. Liu, B. Liao, D. Li, Q. Li, Y. Wang, Q. Yang, Thermal-Elastic-Plastic Simulation of Internal Stress Fields of Quenched Steel 40Cr Cylindrical Specimens by FEM, Mater. Manuf. Processes. – 5 (2011). – P. 732–739. 11. H. Jafarzadeh, M. Zadshakoyan, Numerical and Experimental Studies of Splines Produced by Injection Forging Process, Materials and Manufacturing Processes. – 5 (2011). – P. 703–712. 12. Zhbankov I. G. Rational Parameters of Profiled Workpieces for Upsetting Process / I. G. Zhbankov, O. E. Markov, A. V. Perig // Int. J. of Advanced Manufacturing Technology, 2014. – Vol. 72. – № 5–8. – P. 865–872. – ISSN 0268–3768. 13. Aksakal B. Determination of experimental axial and sideways metal flow in open die forging / B. Aksakal, F. H. Osman, A. N. Bramley // Material and Desing – 2008. – № 3. – P. 576–583.

Надійшла (received) 30.10.2015

Відомості про авторів / About the Authors

Марков Олег Євгенійович, доктор технічних наук, професор, професор кафедри «Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії, вул. Шкадінова, 72, м. Краматорськ, Україна, тел.: (0626) 41-67-20. oleg.markov.ond@mail.ru

Markov Oleg Evgenijovich, Doctor of Technical Sciences, Full Professor. Professor at the Department of «Metal Forming» of Donbas State Engineering Academy, Shkadinova St., 72, Kramatorsk, Ukraine, tel.: (0626) 41-67-20. oleg.markov.ond@mail.ru