

Олексій Герасименко, Олег Марков

РОЗВИТОК НАУКОВИХ ОСНОВ КОМП'ЮТЕРНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ГАРЯЧОГО ДЕФОРМУВАННЯ

Актуальність теми дослідження. Технологічні процеси кування великогабаритних поковок відповідального призначення потребують точного встановлення технологічних режимів процесу деформування. Це потрібно для забезпечення високої якості та оптимальних витрат при виготовленні виробів вагою від 20 до 200 тон. Оптимальні технологічні режими кування можна встановити на основі даних напружено-деформованого стану заготовки при куванні.

Постановка проблеми. Кування великих поковок є дрібносерійним та одиничним видом дороговартісного виробництва з низькою ліквідністю, тому ці процеси потребують попереднього скінчено-елементного моделювання напружено-деформованого стану та силових параметрів кування. Моделювання повинно дозволяти точно встановлювати напружено-деформований стан заготовки в процесі кування.

Аналіз досліджень і публікацій. На основі аналізу публікацій за останні роки було встановлено, що основну увагу при моделюванні процесів кування великих поковок методом скінчених елементів приділяли формозміненню заготовки при використанні нових способів кування та деформуючого інструменту.

Виділення недосліджених частин загальної проблеми. Існуючі програмні пакети для моделювання процесів гарячого деформування на основі методу скінчених елементів не дозволяють враховувати процеси релаксації напружень, які відбуваються при температурах рекристалізації. Це пов'язано з відсутністю аналітичного зв'язку компонент швидкостей деформацій та напружень, які б враховували цю релаксацію. Врахування релаксації напружень дозволить точніше встановлювати напружений та деформований стан заготовки, а отже, енергосилові параметри процесу кування.

Метою статті є встановлення аналітичного зв'язку компонент тензорів напружень та швидкостей деформації, який би враховував релаксацію напружень при реалізації операції гарячого деформування, що дозволить підвищити точність визначення напружено-деформованого стану та силові параметри процесів кування великогабаритних поковок.

Виклад основного матеріалу. У роботі показано, що при моделюванні процесів кування та штампування необхідно враховувати не тільки процеси зміцнення матеріалу, але й релаксацію напружень, які відбуваються при гарячій обробці. На основі в'язко-пружної моделі Максвелла був встановлений зв'язок компонент тензору швидкостей деформацій та напружень. Розроблена модель дозволяє враховувати релаксацію напружень металу під час гарячої деформації. Отримана математична модель перевірялась експериментом на різних сталях при різних температурах деформування.

Висновки і пропозиції. Експериментально встановлено, що розроблена модель на 90...93 % описує реологію металу при гарячому деформуванні. Установлений зв'язок компонент швидкостей деформацій та напружень дозволить одержувати прямий чисельний розв'язок завдань пластичного деформування без ітераційних процедур МСЕ з урахуванням реальних властивостей металу при деформації, що суттєво зменшує кількість ітерацій та час розрахунків.

Ключові слова: гаряча деформація; зміцнення; розміцнення; релаксація напружень; МСЕ; крива зміцнення.
Рис.: 2. Бібл.: 15.

Актуальність теми дослідження. Технологічні процеси кування великогабаритних поковок відповідального призначення потребують точного встановлення технологічних режимів процесу деформування. Це потрібно для забезпечення високої якості та оптимальних витрат при виготовленні виробів вагою від 20 до 200 тон. Оптимальні технологічні режими кування можна встановити на основі даних напружено-деформованого стану заготовки при куванні.

Постановка проблеми. Кування великих поковок є дрібносерійним та одиничним видом дороговартісного виробництва з низькою ліквідністю, тому ці процеси потребують попереднього скінчено-елементного моделювання напружено-деформованого стану та силових параметрів кування. Моделювання повинно дозволяти точно встановлювати напружено-деформований стан заготовки в процесі кування [1].

Аналіз останніх досліджень і публікацій. При розв'язку крайових задач обробки тиском однією з фундаментальних проблем є врахування фізичної нелінійності властивостей металу, що деформується. У цей час розроблені й широко використовуються ітераційні методи лінеаризації фізично нелінійних завдань, що передбачають зазвичай елементну апроксимацію розв'язку. Найбільше часто використовують метод пружних розв'язків, метод гідродинамічних наближень тощо [2]. У роботі [3] отримане узагальнення цього виразу для випадку фізичної нелінійності середовищ, які деформуються.

Останнім часом значне поширення одержали чисельні методи [4], які дозволяють визначити переміщення та швидкості деформації. До недоліку цих методів належить зміна форми заготовки в процесі деформації, що приводить до зміни ходу рішення.

На сьогодні найпоширенішим чисельним методом рішення завдань обробки металів тиском (ОМТ) є метод скінчених елементів (МСЕ) [5], що дозволяє вирішувати нелінійні задачі фізики й визначати утворення внутрішньої будови після деформації. Результати МСЕ з високою точністю узгоджуються з експериментальними даними [6]. МСЕ набув свій розвиток стосовно дослідження НДС металу в пластичному стані лише в останні роки [7].

Для рішення завдань пружно-пластичних деформацій із в'язким зламом при більших ступенях деформацій також застосовують програми МСЕ [8]. Оптимізація процесів ОМТ базується на ефективному аналізі з використанням моделювання МСЕ й інтегрованої програми обробки даних структурних змінень, що відбуваються в процесі кування.

Тривимірний жорстко-пластичний аналіз МСЕ був застосований для оптимізації процесу кування при виробництві поковок [9] і був спрямований на встановлення впливу швидкості, подачі й кута повороту для оптимізації технологічних переходів кування. На прикладі технологічного процесу кування [10] викладений новий принцип побудови технологічних процесів ОМТ. Моделювання МСЕ дає можливість одержати досить точні рішення для вирішення практичних завдань [10]. При дослідженні МСЕ операцій кування та штампування необхідно враховувати реологію матеріалу.

Дослідження операцій кування та штампування МСЕ було проведено в роботі [11]. У роботі [11] застосований дискретний метод змінної в'язкості, що враховує реологічні властивості матеріалів і слугує альтернативою методу гідродинамічних наближень.

У цей час з'явилися потужні програмні засоби на основі МСЕ, здатні вирішувати завдання об'ємної формозміни з високою точністю [12]. У роботі [12] за допомогою МСЕ досліджувався процес деформування великогабаритних поковок. На основі цих досліджень встановлені рекомендації, які дозволили підвищити якість великих поковок.

Розвиток САЕ програм досяг такого рівня, що за допомогою скінчено-елементного (СЕ) моделювання можливе прогнозування мікроструктури металу й розмірів зерен [13].

Виділення недосліджених частин загальної проблеми. Останнім часом для визначення формозміни в процесах обробки металів тиском одержав значне поширення МСЕ [14]. Метод визначає не тільки формозмінення заготовки, але й мікроструктуру та порушення суцільності матеріалу [15]. Отримані данні мають високу збіжність з експериментом [15]. На основі літературного огляду встановлене, що на сьогодні існуючі програми для моделювання операцій кування та штампування не дозволяють враховувати розміщення металу (релаксацію), які виникають при рекристалізації. Ці процеси істотно впливають на витрати енергії при деформуванні. Тому результати НДС металу при куванні та штампуванні є завищеними. Відсутність законів точного зв'язку деформацій та напружень призводить до неточності визначення параметрів останнього. Більше того, спроби одержати рішення вимагає значної кількості ітерацій.

Метою статті є встановлення аналітичного зв'язку компонент тензорів напружень та швидкостей деформації, який би враховував релаксацію напружень при реалізації операцій гарячого деформування, що дозволить підвищити точність визначення напружено-деформованого стану та силові параметри процесів кування великогабаритних поковок.

Виклад основного матеріалу. При вирішенні задач МСЕ доцільно встановити реальний зв'язок між швидкостями деформацій та напруженнями при різних температурних та швидкісних режимах гарячої деформації, коли у сплаві проявляються в'язкі властивості. Це співвідношення потрібно для встановлення матриці пластичності $[K]$ при СЕ моделюванні і встановлення компонентів напружень

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\dot{\epsilon}\}. \quad (1)$$

TECHNICAL SCIENCES AND TECHNOLOGIES

Основна відмінність незворотних (в'язких) деформацій від пластичних твердого тіла виражається в тому, що останні залежать від швидкості деформування, особливо при підвищених температурах. Сплав має в'язкі властивості, коли швидкість деформації впливає на напруження $\sigma = \sigma(\dot{\epsilon})$. В'язкість металу проявляється в тому, що після деформування внутрішні напруження змінюються із часом. Для операцій кування, коли з процесами зміцнення проходить розміцнення матеріалу, точною моделлю, яка враховує реологію, може слугувати релаксуюча модель Максвелла.

Ступінь деформації, згідно із цією моделлю, складається із пружної $\overline{\epsilon^e}$ та в'язкої $\overline{\epsilon^v}$ складових

$$\overline{\epsilon} = \overline{\epsilon^e} + \overline{\epsilon^v}. \tag{2}$$

Диференціюючи вираз (2), отримаємо:

$$\frac{d\overline{\epsilon}}{dt} = \dot{\epsilon}_{xx} = \dot{\epsilon}_{xx}^e + \dot{\epsilon}_{xx}^v; \tag{3}$$

$$\dot{\epsilon}_{xx}^e = \frac{d\overline{\epsilon^e}}{dt} = \frac{d\left(\frac{\sigma_{xx}}{E}\right)}{dt} = \frac{\left(\frac{d\sigma_{xx}}{dt}\right)}{E}; \tag{4}$$

$$\dot{\epsilon}_{xx}^v = \frac{d\overline{\epsilon^v}}{dt} = \frac{\sigma_{xx}}{\nu}. \tag{5}$$

Тоді

$$\frac{d\overline{\epsilon}}{dt} = \frac{1}{E} \frac{d\sigma_{xx}}{dt} + \frac{\sigma_{xx}}{\nu}, \tag{6}$$

де ν – динамічна в'язкість, МПа·с;

E – модуль пружності Юнга, МПа.

Після врахування напружень $\sigma(0)$ у момент $t = 0$ й фіксованої деформації ($\frac{d\overline{\epsilon}}{dt} = 0$)

рівняння (6) набере вигляду $\frac{1}{E} \frac{d\sigma_{xx}}{dt} + \frac{\sigma_{xx}}{\nu} = 0$, звідки

$$\sigma = \sigma(0) \exp\left[-t/T\right],$$

де T – час паузи, с

$$T = \nu/E, \tag{7}$$

являє собою час, за який початкові напруження зменшуються в $e = 2,718$ раза.

Таким чином, можна припустити, що середовище Максвелла враховує реальну поведінку металу при високотемпературному пластичному деформуванні – зміцнення, а також релаксацію напружень, що забезпечує зниження опору деформуванню (у цьому випадку, по експонентній залежності) при постійній деформації, що й потрібно встановити.

Після введення позначення T (7) перепишемо рівняння (6)

$$\frac{d\sigma_{xx}}{dt} + \frac{\sigma_{xx}}{T} = E \cdot \frac{d\overline{\epsilon}}{dt}. \tag{8}$$

Відносно σ_{xx} вираз (8) при початковій умові, коли час $t = 0$ і $\sigma_{xx} = \sigma_{xx}^0$ має вигляд

$$\sigma_{xx} = e^{(-t/T)} \cdot \left\{ E \cdot \int_0^t \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt} \cdot e^{(t/T)} \cdot dt + \sigma_{xx}^0 \right\}.$$

Якщо $\sigma_{xx}^0 = 0$ та тіло деформується зі сталою швидкістю, то напруження змінюються в часі за законом

$$\sigma_{xx} = E \cdot \bar{\varepsilon} \cdot \left(1 - e^{(-t/T)} \right).$$

У реальних процесах деформування швидкість не постійна, тому для розв'язання рівняння (8) задамо функцію ступеня деформації. Ця функція повинна бути зростаючою, тому що в процесі деформування ступінь деформації збільшується. Такою функцією можна обрати монотонно зростаючу експонентну функцію, яка відповідає реальним процесам деформування (рис. 1).

$$\bar{\varepsilon} = \frac{T}{A} \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \left(1 - e^{-\frac{At}{T}} \right).$$

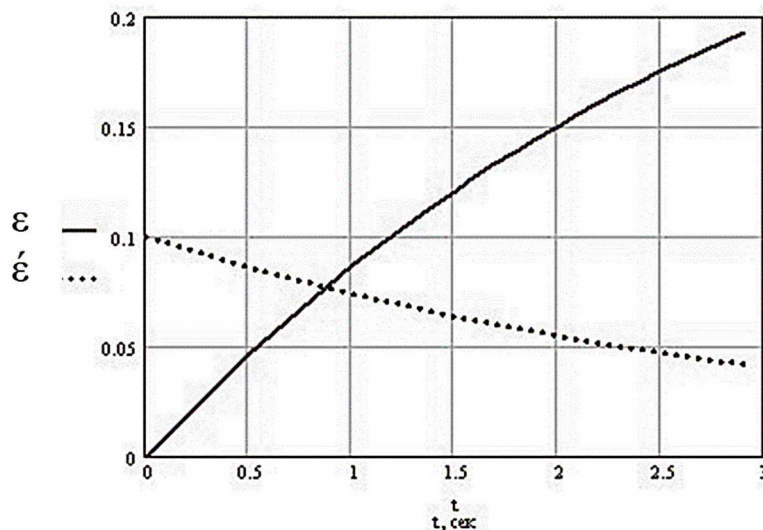


Рис. 1. Залежності ступеня ε і швидкості $\dot{\varepsilon}$ деформації від часу

Швидкість деформації в цьому випадку

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt} = \frac{T}{A} \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \left(-e^{-\frac{At}{T}} \right) \cdot \left(-\frac{A}{T} \right) = \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot e^{-\frac{At}{T}}. \quad (9)$$

Це характерно для операцій кування та штампування, коли зі збільшенням ступеня деформації відбувається зміцнення матеріалу й збільшення розмірів осередку деформації, що призводить до підвищення зусилля деформування та зменшення лінійної швидкості деформування, а відповідно, і швидкості деформації.

Підставляючи швидкість деформації $\frac{d\bar{\varepsilon}}{dt}$ (9) у шукане рівняння (8), одержуємо таке диференціальне рівняння

$$\frac{d\sigma_{xx}}{dt} + \frac{\sigma_{xx}}{T} = E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot e^{-\frac{At}{T}}. \quad (10)$$

TECHNICAL SCIENCES AND TECHNOLOGIES

Отримане рівняння вирішувалося методом варіації постійної, для цього спочатку розглядалося однорідне диференціальне рівняння

$$\frac{d\sigma_x}{dt} + \frac{\sigma_x}{T} = 0; \quad \frac{d\sigma_x}{\sigma_x} = -\int \frac{dt}{T}; \quad \ln \frac{\sigma_x}{C} = -\int \frac{dt}{T},$$

звідси $\sigma_x(t) = C e^{-\int \frac{dt}{T}}$.

Для розв'язку неоднорідного рівняння (8) застосовуємо метод варіації постійної, замінивши C невідомою функцією $\varphi(t)$, тоді

$$\sigma_x(t) = \varphi(t) e^{-\int \frac{dt}{T}}. \tag{11}$$

Диференціюємо (11) і одержуємо

$$\frac{d\sigma_x}{dt} = \frac{d\varphi}{dt} \cdot e^{-\int \frac{dt}{T}} - \frac{\varphi(t)}{T} \cdot e^{-\int \frac{dt}{T}}. \tag{12}$$

Після підстановки (12) у рівняння (8)

$$\frac{d\varphi}{dt} \cdot e^{-\int \frac{dt}{T}} - \frac{\varphi(t)}{T} \cdot e^{-\int \frac{dt}{T}} + \frac{\varphi(t)}{T} \cdot e^{-\int \frac{dt}{T}} = E \cdot \frac{d\varepsilon}{dt}.$$

Отже, $\frac{d\varphi}{dt} = E \cdot \frac{d\varepsilon}{dt} \cdot e^{\int \frac{dt}{T}}$.

Інтегруючи, встановлюємо

$$\varphi(t) = \int E \cdot \frac{d\varepsilon}{dt} \cdot e^{\int \frac{dt}{T}} dt + C_1. \tag{13}$$

Після підстановки (13) в (11) одержуємо

$$\sigma_x(t) = e^{-\int_{t_0}^t \frac{dt}{T}} \left[C_1 + \int_{t_0}^t E \frac{d\varepsilon}{dt} \cdot e^{\int_{t_0}^t \frac{dt}{T}} dt \right],$$

де t_0 і t – межі інтегрування: t_0 – початок паузи, а t – кінець паузи.

Приймаючи, що $\bar{\varepsilon} = \frac{T}{A} \cdot \varepsilon_{xx} (1 - e^{-\frac{At}{T}})$ й $\sigma_{xx}^0 = 0$, одержуємо $\frac{d\varepsilon}{dt} = \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot e^{\frac{At}{T}}$.

Якщо $t_0 = 0$, тоді $\sigma_x(t) = e^{-\frac{t}{T}} \left[C_1 + \int_0^t E \dot{\varepsilon}_{xx} e^{\frac{At}{T}} \cdot e^{\frac{t}{T}} dt \right]$.

Після відповідних перетворень і використання початкової умови $\sigma_{xx}^0 = 0$ одержуємо

$$C = -E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot \frac{T}{1-A}.$$

Отже, $\sigma_x(t) = e^{-\frac{t}{T}} \left[-E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot \frac{T}{1-A} + \frac{T}{1-A} E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot e^{\frac{t}{T}(1-A)} \right]$

або $\sigma_x(t) = E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot \frac{T}{1-A} \cdot \left[e^{\frac{tA}{T}} - e^{\frac{t}{T}} \right]$.

При $A = 1$ слід розкрити невизначеність виду $\begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$ й прийти до частного випадку рішення. Розглянемо окремо випадок при $A \rightarrow 1$

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= \lim_{A \rightarrow 1} \left[E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot \frac{T}{1-A} \left(e^{\frac{tA}{T}} - e^{\frac{t}{T}} \right) \right] = E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot T \cdot \lim_{A \rightarrow 1} \frac{e^{\frac{tA}{T}} - e^{\frac{t}{T}}}{1-A} = \left\{ \frac{0}{0} \right\} = \\ &= E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot T \cdot \lim_{A \rightarrow 1} \frac{e^{\frac{t}{T}} \left(e^{\frac{t}{T}(A-1)} - 1 \right)}{1-A} = \left[e^{\frac{t}{T}(A-1)} - 1 \infty - \frac{t}{T}(A-1) \text{ при } A \rightarrow 1 \right] = \\ &= E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot T \cdot \lim_{A \rightarrow 1} \frac{e^{\frac{t}{T}} \left(-\frac{t}{T}(A-1) \right)}{1-A} = E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot T \cdot e^{\frac{t}{T}} \cdot \frac{t}{T} = E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot t \cdot e^{\frac{t}{T}}.\end{aligned}$$

Отже, при $A = 1$ одержуємо

$$\sigma_{xx} = E \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot t \cdot e^{\frac{t}{T}}. \quad (14)$$

З урахуванням вищевикладеного, при $A = 1$ можна спростити функції опису ступеня й швидкості деформації (9) до виду:

$$\bar{\varepsilon} = T \cdot \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot (1 - e^{-\frac{t}{T}}), \quad \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt} = \dot{\varepsilon}_{xx} \cdot e^{-\frac{t}{T}}.$$

Проведена математична процедура при $A \rightarrow 1$ не змінила вид функцій описів ступенів і швидкості деформації, вони аналогічні тим, що представлені на рис. 1. Аналіз встановленої моделі (14) дозволив визначити такі важливі результати:

– на максимум напружень впливає модуля Юнга при певних температурах деформування та швидкості деформування;

– пік функції (14) відповідає часу, який дорівнює $T = \nu/E$, тобто це момент, коли настає пауза (розвантаження металу), що не суперечить механіці процесу деформування. Цей час T можна розрахувати при відомих ступеню та швидкості деформації або він є вихідними даними для вирішення завдання.

Крім того, ця модель дозволяє визначити в'язкість ν матеріалу (що часто буває необхідно в розрахунках іншими методами, коли метал у гарячому стані вважають в'язким середовищем) зі співвідношення (7) через добуток $T \cdot E$ або шляхом підбору, коли відомий час деформування, швидкість і ступень деформації, змінюючи модуль Юнга до збігу значень функції (14) з експериментом. Таким чином, врахування в'язких властивостей тіла зводиться до встановлення точного значення модуля Юнга залежно від рівня температури.

Розв'язок цього завдання не викликає труднощів при відомій діаграмі розтягу матеріалу або за наявності кривої зміцнення для різних температур. Також для визначення модуля Юнга можна скористатися довідковою літературою. Модуль Юнга при підвищенні температури зменшується за експонентною залежністю.

Отримана модель не виключає визначення модуля Юнга методом підбору до збігу отриманої залежності з кривою зміцнення-розміцнення. Зниження рівня напружень у матеріалі після деформації (під час паузи), згідно з отриманою моделлю, відбувається за експонентним законом, що не суперечить реальній поведінці матеріалу після зняття навантаження. При цьому не потрібне задання додаткових коефіцієнтів.

При збільшенні швидкості деформації релаксація напружень не встигає в часі за швидкістю зміцнення металу. Для врахування величини релаксації на опір деформування залежності зміцнення та розміцнення приводять від часу. Графічно закономірність (14) наведена на рис. 2 у вигляді функції, яка має зміцнення й релаксацію напружень (розміцнення) при знятті навантаження. На рис. 2 наведено експериментальні дані кривих течій (криві 1 і 3) для різних сталей при $\dot{\varepsilon} = 7 \times 10^{-3} \text{ c}^{-1}$ та температурах нагрівання $900 \text{ }^\circ\text{C}$ і $1000 \text{ }^\circ\text{C}$, функція (15) показана кривими 2 і 4.

TECHNICAL SCIENCES AND TECHNOLOGIES

Різниця в поведінці функції при розміщенні (аналітична залежність асимптотично наближається до стану, коли напруження дорівнюють нулю, а експериментальні дані асимптотично наближаються до певного напруження, яка є межею текучості матеріалу) викликана тим, що при експериментальному дослідженні зразок залишався під навантаженням. Це обумовлене методикою дослідження й конструкцією кулачкового пластометра. У результаті напруження не можуть знизитися до нуля, тому що на зразок продовжує діяти навантаження після припинення процесу деформування для можливості встановлення зміни релаксації в матеріалі після припинення деформації. Різниця експериментальних і розрахункових значень напружень на ділянці релаксації становить величину межі текучості матеріалу при цій температурі. При врахуванні в отриманій моделі впливу навантаження на зразок (як при експериментальному дослідженні) за допомогою збільшення напружень на величину межі текучості матеріалу (σ_T) на ділянці релаксації напружень, то отримаємо збіг залежностей з відхиленням 9...14 % (рис. 2).

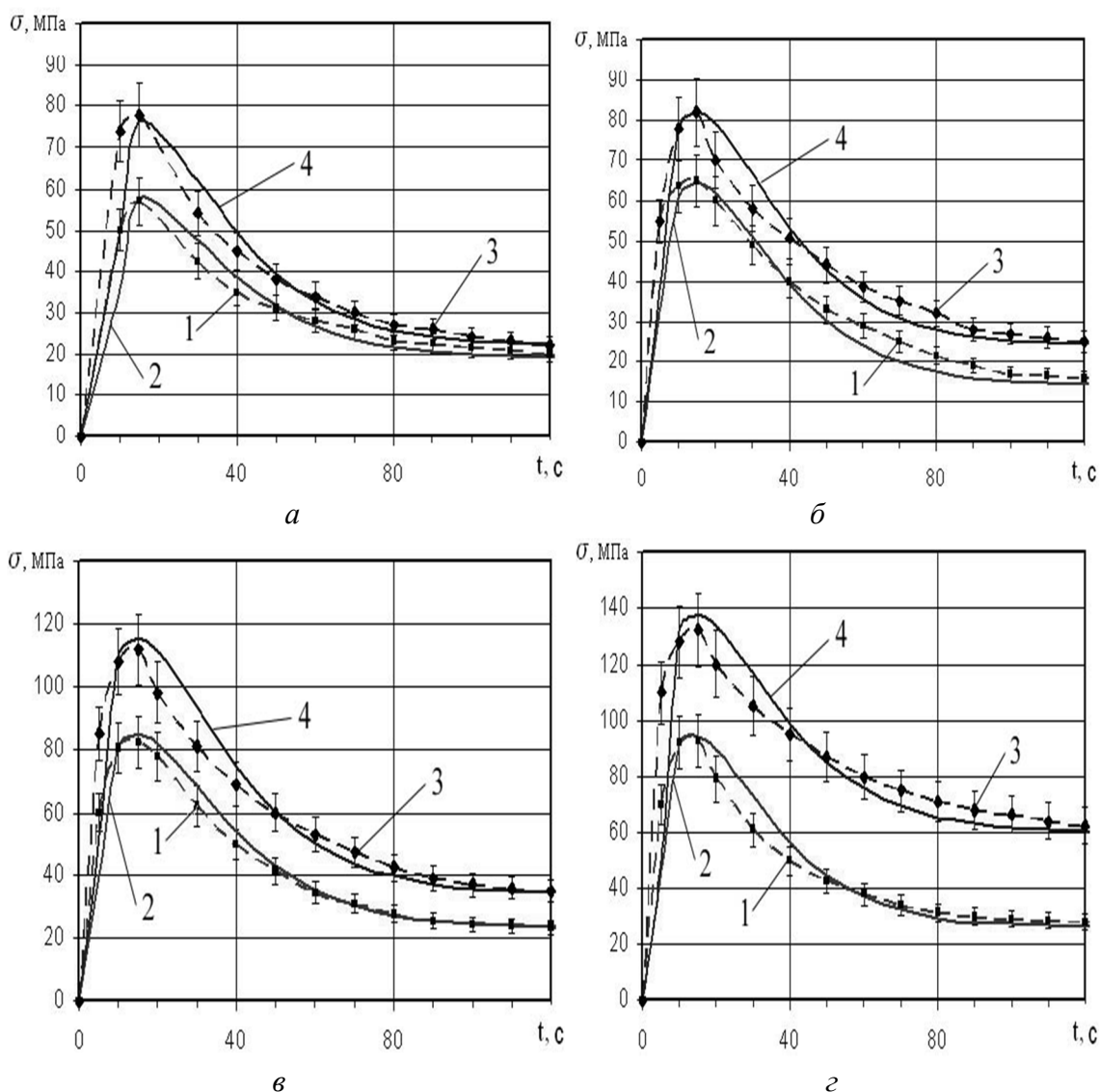


Рис. 2. Порівняння експериментальних даних зміцнення – розміцнення із залежностями (14) для сталей: 40Х (а), 9ХФ (б), ХВГ (в) та 10Х16Н8 (г) після урахування впливу навантаження на матеріал величиною σ_T :

1 – $T = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ (експеримент); 2 – $T = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ (розрахунки);
 3 – $T = 900 \text{ }^\circ\text{C}$ (експеримент); 4 – $T = 900 \text{ }^\circ\text{C}$ (розрахунки)

Таким чином, встановлена причина розбіжності даних експерименту та теоретичних значень зміцнення й розміцнення, що дає підставу вважати розроблену модель достовірною, тому що вона на 90...93 % описує реологію металу при гарячому деформуванні.

Отримана модель зв'язку компонент швидкостей деформацій та напружень при гарячому деформуванні, що враховує механізм релаксації напружень у металі (сплав) після деформації, відкриває широкі перспективи для її застосування в СЕ моделюванні.

Висновки відповідно до статті. На основі розробленої математичної моделі було встановлено, що максимум напружень визначається модулем Юнга для певних температур та матеріалу і швидкості деформації при звісному часі деформування. Пік функції відповідає часу $T = v/E$, коли настає пауза. Експериментально встановлено, що розроблена модель на 90...93 % описує реологію металу при гарячому деформуванні. Установлений зв'язок компонент швидкостей деформацій та напружень дозволив одержувати прямий чисельний розв'язок завдань пластичного деформування без ітераційних процедур МСЕ з урахуванням реальних властивостей металу при деформації, що суттєво зменшує кількість ітерацій та час розрахунків.

Список використаних джерел

1. Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets / O. E. Markov, V. N. Zlygoriev, O.V. Gerasimenko, N.S. Hrudkina, S.A. Shevtsov. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. № 5(1-95). P. 16-24. DOI: <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674>.
2. Buckingham R. C., Argyrakis C., Hardy M. C., Biroasca S. The effect of strain distribution on microstructural developments during forging in a newly developed nickel base super alloy. *Materials Science & Engineering*. 2016. №A654. P. 317-328. DOI: <http://doi:10.1016/j.msea.2015.12.042>.
3. The effect of forging temperature on microstructure and mechanical properties of in situ TiC/Ti composites / F. Ma, W. Lu, J. Qin, D. Zhang, B. Ji. *Mater. and Des.* 2007. № 28. P. 1339-1342. DOI: <http://doi:10.1016/j.matdes.2006.02.004>.
4. Ma Q., Lin Z., Yu Z. Prediction of deformation behavior and microstructure evolution in heavy forging by FEM. *International Journal Advanced Manufactory Technology*. 2009. № 40 (3-4). P. 253-260. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-007-1337-9>.
5. Pantalé, O., Gueye, B. Influence of the constitutive flow law in FEM simulation of the radial forging process. *Journal of Engineering*. 2013. Article ID 231847, P. 8. DOI: <http://dx.doi.org/10.1155/2013/231847>.
6. Yunjian W., Xianghuai D., Qiong Y. Upper bound analysis of axial metal flow inhomogeneity in radial forging process. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2015. № 93. P. 102–110. DOI: <http://doi:10.1016/j.ijmecsci.2015.01.012>.
7. Development of alternative technology of dual forming of profiled workpiece obtained by buckling / V. Kukhar, V. Burko, A. Prysiaznyi, E. Balalayeva, M. Nahnibeda. *East-European Journal of Enterprise Technology*. 2016. № 3/7(81). P. 53–61. DOI: <https://doi:10.15587/1729-4061.2016.72063>.
8. Dobrzański L. A., Grajcar A., Borek W. Influence of hot-working conditions on a structure of high-manganese austenitic steels. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. 2008. № 29/2. P. 139–142.
9. Weides, G., Blaes, N., Bokelmann, D. Optimisation of the forging process of profiled discs for low pressure turbine rotors by FEM simulation. *17 International Forgemasters Meeting*, Santander, Spain, (3-7 Nov. 2008).
10. Erman E., Medei N. M., Roesch A. R., Shah, D. C. Physical modeling of the upsetting process in open-die press forging. *J. Mech. Working Tech.* 1989. № 19. P. 195–210. DOI: [http://doi:10.1016/0378-3804\(89\)90004-1](http://doi:10.1016/0378-3804(89)90004-1).
11. Markov, O.E. et al. Development of a new process for forging plates using intensive plastic deformation. *International Journal Advanced Manufactory Technology*. 2016. №83(9-12). P. 2159–2174. DOI: <http://doi.org/10.1007/s00170-015-8217-5>.

TECHNICAL SCIENCES AND TECHNOLOGIES

12. Kitamura K., Terano M. Determination of local properties of plastic anisotropy in thick plate by small-cube compression test for precise simulation of plate forging. *CIRP Ann - Manuf Techn.* 2014. № 63 (1). P. 293–296. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.038>.

13. Markov O. E. Forging of Large Pieces by Tapered Faces. *Steel in Translation*. 2012. № 42 (12). P. 808–810. DOI: <https://doi.org/10.3103/S0967091212120054>.

14. Mitani Y., Mendoza V., Osakada K. Analysis of rotor shaft forging by rigid-plastic FEM. *Journal Material Processes Technology*. 1991. № 27. P. 137–149. DOI: [http://doi:10.1016/0924-0136\(91\)90049-K](http://doi:10.1016/0924-0136(91)90049-K).

15. Markov, O.E. et al. A new process for forging shafts with convex dies. Research into the stressed state. *International Journal Advanced Manufactory Technology*. 2017. № 90. P. 801–818. DOI: <http://doi.org/10.1007/s00170-016-9378-6>.

References

1. Markov, O., Zlygoriev, V., Gerasimenko, O., Hrudkina, N., Shevtsov, S. (2018). Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 5 (1-95), 16–24. DOI: <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674>.

2. Buckingham, R.C., Argyrakis, C., Hardy, M.C., Biroscas, S. (2016). The effect of strain distribution on microstructural developments during forging in a newly developed nickel base super alloy. *Materials Science & Engineering*, A654, 317–328. DOI: <http://doi:10.1016/j.msea.2015.12.042>.

3. Ma, F., Lu, W., Qin, J., Zhang, D., Ji, B. (2007). The effect of forging temperature on microstructure and mechanical properties of in situ TiC/Ti composites. *Mater. and Des.*, 28, 1339–1342. DOI: <http://doi:10.1016/j.matdes.2006.02.004>.

4. Ma, Q., Lin, Z., Yu, Z. (2009). Prediction of deformation behavior and microstructure evolution in heavy forging by FEM. *International Journal Advanced Manufactory Technology*, 40 (3-4), 253–260. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-007-1337-9>.

5. Pantalé, O., Gueye, B. (2013). Influence of the constitutive flow law in FEM simulation of the radial forging process. *Journal of Engineering*, Article ID 231847, 8. DOI: <http://dx.doi.org/10.1155/2013/231847>.

6. Yunjian, W., Xianghuai, D., Qiong, Y. (2015). Upper bound analysis of axial metal flow inhomogeneity in radial forging process. *International Journal of Mechanical Sciences*, 93, 102–110. DOI: <http://doi:10.1016/j.ijmecsci.2015.01.012>.

7. Kukhar, V., Burko, V., Prisyazhnyi, A., Balalayeva, E., Nahnibeda M. (2016). Development of alternative technology of dual forming of profiled workpiece obtained by buckling. *East-European Journal of Enterprise Technology*, 3/7 (81), 53–61. DOI: <https://doi:10.15587/1729-4061.2016.72063>.

8. Dobrzański, L.A., Grajcar, A., Borek, W. (2008). Influence of hot-working conditions on a structure of high-manganese austenitic steels. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 29/2, 139–142.

9. Weides, G., Blaes, N., Bokelmann, D. (2008). Optimisation of the forging process of profiled discs for low pressure turbine rotors by FEM simulation. *17 International Forgemasters Meeting*, Santander, Spain, (3-7 Nov. 2008).

10. Erman, E., Medei, N. M., Roesch, A. R., Shah, D. C. (1989). Physical modeling of the upsetting process in open-die press forging. *J. Mech. Working Tech.*, 19, 195–210. DOI: [http://doi:10.1016/0378-3804\(89\)90004-1](http://doi:10.1016/0378-3804(89)90004-1).

11. Markov, O.E. et al. (2016). Development of a new process for forging plates using intensive plastic deformation. *International Journal Advanced Manufactory Technology*, 83 (9-12), 2159–2174. DOI: <http://doi.org/10.1007/s00170-015-8217-5>.

12. Kitamura, K., Terano M. (2014). Determination of local properties of plastic anisotropy in thick plate by small-cube compression test for precise simulation of plate forging. *CIRP Ann - Manuf Techn.*, 63(1), 293–296. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.038>.

13. Markov, O. E. (2012). Forging of Large Pieces by Tapered Faces. *Steel in Translation*, 42 (12), 808–810. DOI: <https://doi.org/10.3103/S0967091212120054>.

14. Mitani, Y., Mendoza, V., Osakada K. (1991). Analysis of rotor shaft forging by rigid-plastic FEM. *Journal Material Processes Technology*, 27, 137–149. DOI: [http://doi:10.1016/0924-0136\(91\)90049-K](http://doi:10.1016/0924-0136(91)90049-K).

15. Markov, O. E. et al. (2017). A new process for forging shafts with convex dies. Research into the stressed state. *International Journal Advanced Manufactory Technology*, 90, 801–818. DOI: <http://doi.org/10.1007/s00170-016-9378-6>.

UDC 621.321

Oleksiy Gerasimenko, Oleg Markov

DEVELOPMENT OF SCIENTIFIC BASES OF COMPUTER SIMULATION OF HOT DEFORMATION PROCESSES

Urgency of the research. Technological processes of forging large-sized workpieces with responsible destination require precise determination of technological modes of the deformation process. This is necessary to ensure high quality and optimal cost in the manufacture of products weighing from 20 to 200 tons. The optimal technological forging regimes can be established on the basis of the data of the stress-strain state of the workpiece during forging.

Target setting. The forging of large forgings is a small-scale and single type of expensive production with low liquidity; therefore, these processes require preliminary finite-element modeling of the stress-strain state and power parameters of forging. Modeling should allow to accurately establish the stress-strain state of the workpiece in the forging process.

Actual scientific researches and issues analysis. Based on the analysis of publications in recent years, it was found that the main attention in modeling the processes of forging large forgings using the finite element method was given to changing the shape of the workpiece when using new methods of forging and deforming tools.

Uninvestigated parts of general matters defining. Existing software packages for modeling hot deformation processes based on the finite element method do not allow to take into account stress relaxation processes that occur at recrystallization temperatures. This is due to the lack of an analytical link between the components of the strain rate and stress tensors, which would take this relaxation into account. Accounting for stress relaxation will allow you to accurately set the stress and strain state of the workpiece, and, accordingly, the energy-power parameters of the forging process.

The research objective of this article is to establish an analytical relationship between the components of the stress and strain rate tensors, which would take into account stress relaxation during hot deformation operations, which will improve the accuracy of determining the stress-strain state and the power parameters of the forging processes of large forgings.

The statement of basic materials. The paper shows that when modeling the processes of forging and stamping, it is necessary to take into account not only the processes of material hardening, but also the stress relaxation that occurs during hot working. On the basis of the Maxwell viscoelastic relaxing model, the relationship between the components of the strain rate and stress tensor was established. The developed model allows to take into account the relaxation of metal stresses during hot deformation. The resulting mathematical model was tested by experiment on different steels at different temperatures of deformation.

Conclusions. It was established experimentally that the model developed by 90...93% describes the rheology of the metal during hot deformation. The relationship between the components of the strain rates and stresses was established, which allowed us to obtain a direct numerical solution of plastic deformation problems without iterative procedures of the FEM taking into account the real properties of the metal during deformation, which significantly reduces the number of iterations and calculations.

Keywords: hot deformation; hardening; softening; stress relaxation; FEM; hardening curve.

Fig.: 2. References: 15.

Герасименко Олексій Васильович – кандидат технічних наук, доцент, доцент кафедри комп'ютеризованого дизайну і моделювання процесів і машин, Донбаська державна машинобудівна академія (вул. Академічна, 72, м. Краматорськ, 84313, Україна).

Gerasimenko Oleksiy – PhD in Technical science, Associate Professor, Associate Professor of Department of Computerized Design and Modeling of Processes and Machines, Donbass State Engineering Academy (72 Akademichna Str., 84313 Kramatorsk, Ukraine).

E-mail: mto@digma.donetsk.ua

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9895-2023>

SCOPUS Author ID: 57205503974

Марков Олег Євгенійович – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри комп'ютеризованого дизайну і моделювання процесів і машин, Донбаська державна машинобудівна академія (вул. Академічна, 72, м. Краматорськ, 84313, Україна).

Markov Oleg – Doctor in Technical science, Professor, Head of Department of Computerized Design and Modeling of Processes and Machines, Donbass State Engineering Academy (72 Akademichna Str., 84313 Kramatorsk, Ukraine).

E-mail: oleg.markov.ond@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9377-9866>

SCOPUS Author ID: 55648046800