

# МАШИНОБУДУВАННЯ І ТРАНСПОРТ

УДК 621.9.01.001.572

Д. В. Криворучко, к. т. н.;  
В. О. Залога, д. т. н., проф.;  
С. С. Некрасов, асп.

## ВПЛИВ МОДЕЛІ ОБРОБЛЮВАНОВОГО МАТЕРІАЛУ НА ТОЧНІСТЬ ПРОГНОЗУВАННЯ ПОКАЗНИКІВ ПРОЦЕСУ ПРЯМОКУТНОГО РІЗАННЯ МЕТОДОМ СКІНЧЕНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

*Розглянуто вплив моделі оброблюваного матеріалу на точність моделювання методом скінчених елементів процесу прямокутного вільного різання. Запропонована методика визначення параметрів рівняння стану матеріалу для моделювання процесів пластичного деформування.*

### Вступ

Проблема прогнозування величини наклепу та залишкових напружень в обробленій різанням поверхні є актуальною на теперішній час. Експериментальне дослідження впливу різноманітних параметрів процесу обробки на ці показники є одним з найбільш трудомістких. У зв'язку з цим прогнозування стану обробленої поверхні методами імітаційного моделювання, наприклад, методом скінчених елементів, є, на думку авторів, одним із перспективних шляхів розв'язання названої проблеми. На сьогодні відомо більше 20 розв'язків задачі моделювання процесу різання методом скінчених елементів з використанням як універсального програмного забезпечення (ABAQUS, LS-DYNA, ANSYS, DEFORM та ін.), так і спеціальних програмних засобів. Разом з тим, не існує жодного розв'язку, адекватного процесу різання одночасно за всіма показниками (табл. 1).

Таблиця 1

Порівняння похибок прогнозування різноманітних показників процесу різання різними дослідниками

Розв'язання	Похибка прогнозування, %					
	Кут зсуву	Головна проекція сили різання	Радіальна проекція сили різання	Усадка стружки	Довжина контакту	Температура
Shi B. [1], DEFORM	0	+15	-8	—	-26	—
Kalhor V. [2], ABAQUS	0	-27	-74	1	4	—
ERC, DEFORM	+3	-7	-43	+6	-11	—
Wince J.N.[3], LS-DYNA	-4	-10	-45	-3	-	—
Tekkay A.E. та ін. [4], AdvantEdge	-6	+50	-30	+10	-85	—
Altan T. [5], ABAQUS	+7	+26	-14	+9	-2	—
Tekkay A.E. та ін. [4], MSC.Marc	+22	0	-120	—	—	-10
Adibi-Sedeh A.H. [6], ABAQUS	—	+2	-30	-23	—	—
Klocke F. [7], AdvantEdge	—	+7	-13	—	—	-3
Sartkulvanish P. та ін. [8], DEFORM	—	+12	-40	-20	—	—
Strenkovski J.S. [9], Власний код	—	+14	+15	5	—	—
Kwiatkowska E.[10], AdvantEdge	—	+26	-7	+6	—	-6

Одним із істотних джерел похибок є початкові дані. Відомо [11], що початковими даними для моделювання процесу різання методом скінчених елементів є геометрична інформація про заготов-

ку та інструмент, яка подається у вигляді їх скінчено-елементних сіток, граничні умови, моделі матеріалів (сукупність залежностей, що зв'язують деформації та напруження в заготовці та інструменті), модель тертя (залежність, що описує зв'язок між нормальними та дотичними напруженнями на границі контакту інструмента із заготовкою та стружкою), умова руйнування.

В результаті аналізу публікацій встановлено, що найбільшими джерелами похибок є моделі матеріалів та модель тертя [12]. Інструмент має твердість, в 2—3 рази більшу від твердості оброблюваного матеріалу. Тому, справедливим є припущення про те, що інструмент — абсолютно пружне тіло, і модель його матеріалу може бути представлена законом Гука. З іншого боку, заготовка у загальному випадку є тілом, що деформується пружно-пластично. Тому, модель оброблюваного матеріалу є системою, яка підпорядковується закону Гука, умові пластичності, наприклад, Мізеса, та співвідношенню між величиною дійсного напруження  $\sigma_s$  та накопиченою в даній точці тіла пластичної деформації, швидкістю деформації та температури — кривою текучості (flow stress curve):

$$\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon^P, \dot{\varepsilon}^P, T). \quad (1)$$

Враховуючи, що в процесі різання пластичні деформації можуть досягати сотні відсотків, то останнє співвідношення і є співвідношенням, що визначає похибку прогнозування показників процесу різання.

У літературі опубліковані рівняння (1) для різноманітних матеріалів у різній формі [13]. Разом з тим, навіть для одного матеріалу не існує єдиної думки про форму і параметри рівняння (1). Так, для сталі 45 відомо 9 таких рівнянь. Найчастіше для моделювання швидкоплинних процесів, яким є процес різання, використовується рівняння (1) у формі Джонсона-Кука [14]

$$\sigma_s = \left( A + B(\varepsilon^P)^n \right) \left( 1 + C \cdot \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^P}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right)^m \right), \quad (1)$$

де  $\sigma_s$  — дійсне напруження;  $A, B, n, C, m$  — поправочні коефіцієнти;  $\varepsilon^P$  — пластична деформація;  $\dot{\varepsilon}^P$  — швидкість пластичної деформації;  $T$  — поточна температура;  $T_0$  — початкова температура;  $T_{melt}$  — температура плавлення.

Існує також табличне подання рівняння (1). Аналіз рівнянь показує [14], що вони містять в собі добуток залежності  $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon^P)$  для  $\dot{\varepsilon}^P \rightarrow 0$ ,  $T = T_0$ , поправочного коефіцієнта на швидкість деформації та поправочного коефіцієнта на температуру. Якщо поправочні коефіцієнти для групи матеріалів і того ж матеріалу в різних умовах мало змінюються, то залежність  $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon^P)$  істотно залежить від стану матеріалу. Тому метою роботи є розроблення й апробація методики визначення параметрів залежності  $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon^P)$  на основі моделювання процесу випробувань матеріалів на одноосьове квазістатичне розтягання за ГОСТ 1497 за допомогою пакета LS-DYNA. Відпрацювання методики виконували на прикладі сталі 45 з твердістю 180 HB.

### Основна ідея

Відомо, що процес розтягування стандартного зразка на розривній машині відбувається в декілька етапів: пружне деформування зразка, пластичне деформування по всій робочій довжині зразка, втрата стійкості пластичної деформації й утворення шийки. Саме в процесі утворення шийки досягаються величини пластичних деформацій, характерні для зони первинних деформацій під час різання. Однак, якщо на перших двох етапах напружено-деформований стан зразка можна вважати одноосьовим, то на етапі утворення шийки таке припущення дає вже значну похибку. Тому обчислити залежність  $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon^P)$  у дійсних напруженнях і деформаціях з діаграми розтягання  $P = P(\Delta l, \Delta d)$ , одержуваної на машині розтягання, можливо лише з певною похибкою.

Для зменшення цієї похибки авторами запропоновано визначати залежність  $\sigma_S = \sigma_S(\varepsilon^P)$  методом підбору, сполучаючи діаграми  $\sigma_{S_{\text{всл}}} = \sigma_{S_{\text{всл}}}(\varepsilon^P)$ , отримані у результаті натурального й віртуального експерименту в середовищі LS-DYNA. Ще однією перевагою такого підходу є можливість деякої компенсації похибок моделювання за рахунок реалізації моделей розтягання зразка тими самими програмними засобами й алгоритмами, що й моделі процесу різання.

### Методика натурального експерименту

Натурний експеримент і обробка результатів проводилися відповідно ГОСТ 1497 на випробувальній машині УМЕ-10ТМ, оснащеної тензOMETричним динамометром з перетворювачем АЕD101 фірми НВМ для вимірювання сили, та круговим оптичним датчиком для вимірювання переміщень. Для випробувань застосовувалися зразки типу IV діаметром 6 мм і робочою довжиною 30 мм. Розтягання зразка виконувалося з постійною швидкістю 0,2 мм/с, що відповідає швидкості деформації  $6,7 \cdot 10^{-3} \text{ c}^{-1}$ . У результаті проведення випробувань п'яти зразків одержали залежність  $\sigma_{S_{\text{всл}}} = \sigma_{S_{\text{всл}}}(\varepsilon^P)$  із довірчим інтервалом  $\Delta\sigma_{S_{\text{всл}}} = 20 \text{ МПа}$ .

### Методика віртуального експерименту

Оскільки модель матеріалу буде використана для моделювання прямокутного вільного різання в 2D-постановці, то й віртуальний експеримент у пакеті LS-DYNA з розтягання стандартного зразка проводився в 2D-постановці з припущенням плоскої деформації. У роботі використовується явна схема інтегрування диференціальних рівнянь теорії пластичності [11].

Властивості сталі 45 для віртуального експерименту: густина  $\rho = 7810 \text{ кг/м}^3$ ; нормальний модуль пружності  $E = 200 \text{ ГПа}$ ; нормальний модуль пружності при зсуві  $G = 78 \text{ ГПа}$ ; коефіцієнт Пуассона  $\mu = 0,3$ ; температура плавлення  $T_{\text{melt}} = 1480 \text{ }^\circ\text{C}$ ; температура зразка та навколишнього середовища  $T_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ .

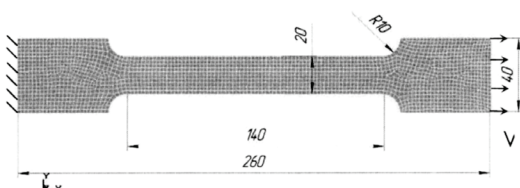


Рис. 1. Зразок для віртуального експерименту

Зразок розбивався на чотиривузлові скінченні елементи з характерним розміром елемента 2 мм. Загальна кількість елементів 1813. Граничні умови задавалися жорстким защемленням одного кінця зразка й накладанням постійної швидкості переміщення 10 мм/с на інший його бік (рис. 1).

Така швидкість була вибрана для забезпечення

прийняттого часу розрахунку й мінімізації динамічних сил. За рахунок збільшення густини оброблюваного матеріалу в 100 разів розрахунковий крок інтегрування за часом у процесі моделювання був збільшений до  $\Delta t = 10\Delta t_0$ , де  $\Delta t_0 = l/c = 0,00063 \text{ мс}$  — критичний крок інтегрування за часом. Десятикратне збільшення кроку є граничним для задачі, що розглядається, оскільки подальше збільшення призводить до значної числової нестабільності розрахункової процедури (рис. 2).

Співвідношення (1) задавалося у двох формах:

- у формі рівняння Джонсона-Кука (\*MAT\_15);
- у табличній формі (\*MAT\_106).

Виключення впливу швидкості деформацій на результат моделювання досягалося установленням в 1 поправкових коефіцієнтів на швидкість і температуру деформації в моделях \*MAT\_15 і \*MAT\_106.

Для забезпечення порівняльності діаграм розтягання у віртуальному й натурному експериментах площі перетину зразків повинні бути однакові. Оскільки форма перетину зразків у віртуально-

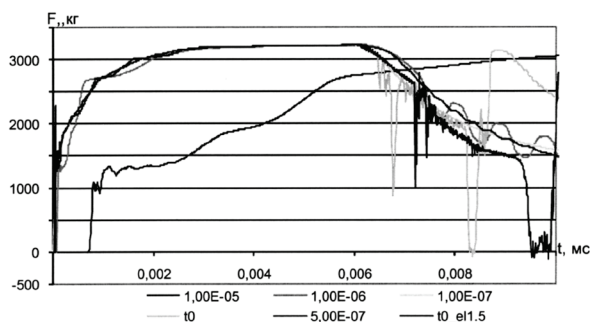


Рис. 2. Вплив кроку інтегрування на діаграму розтягання стандартного зразка у віртуальному експерименті

му й натурному експериментах не однакова, то для забезпечення зазначеної умови було прийнято, що товщина зразка у віртуальному експерименті складатиме 1,41 мм.

Порівняння віртуального й натурального експериментів проводили за діаграмою розтягання  $\sigma_{\text{усл}} - \epsilon$ , де  $\sigma_{\text{усл}}$  — умовне напруження,  $\epsilon$  — відносне подовження на робочій довжині. Така методика перевірки моделей матеріалу, на наш погляд, дозволяє виключити припущення, які приймаються при визначенні дійсних напружень за експериментальними даними в момент утворення шийки, й перевірити модель матеріалу в тих умовах, де вона буде працювати в моделі процесу ризання.

### Перше наближення

Для першого наближення параметри кривої текучості були прийняті згідно з [14]. Для \*MAT\_15:  $A = 553 \text{ МПа}$ ,  $B = 601 \text{ МПа}$ ,  $n = 0,234$ ,  $m = 1$ ,  $C = 0$ . Для \*MAT\_106 див. табл. 1.

У результаті проведених розрахунків було встановлено, що діаграма розтягання зразка у віртуальному експерименті розташовується значно вище діаграми розтягання в натурному експерименті. Така тенденція спостерігається як для моделі \*MAT\_15, так і для \*MAT\_106 (рис. 4). Характер руйнування й форма шийки, що утворюється, у натурному й віртуальному експериментах збігаються (рис. 3).

Таблиця 2

Співвідношення (1) для матеріалу \*MAT\_106, отримане за [14]

$\epsilon$	$\sigma_s, \text{ МПа}$	$T, \text{ }^\circ\text{C}$	$\sigma_s, \text{ МПа}$
0,0	553	20	320
0,002	693	600	333
0,015	778	1480	0
0,05	851	—	—
0,10	904	—	—
0,40	1,038	—	—
1,0	1,154	—	—

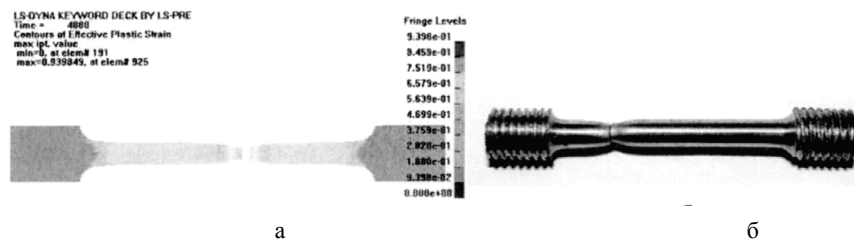


Рис. 4. Зруйнований зразок: а — віртуальний експеримент; б — натурний експеримент

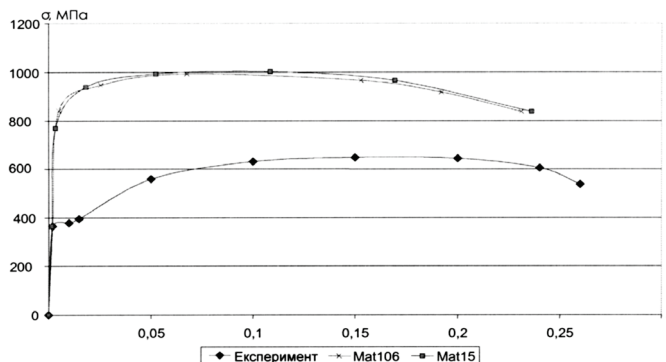


Рис. 3. Порівняння діаграм базових варіантів моделей матеріалу з експериментом

### Методика уточнення параметрів кривої текучості

Таким чином, отримані дані свідчать про погану погодженість опублікованих моделей матеріалів з експериментом. Для уточнення моделей матеріалу запропоновано підбирати параметри спів-

відношення (1) так, щоб віртуальний експеримент мінімально відхилявся від натурального. Для цього послідовно варіювали коефіцієнти  $A, B, n$ , і виконували розрахунки, досягаючи мінімальної розбіжності діаграм розтягання у віртуальному й натурному експериментах. Так, для матеріалу \*MAT\_15 було отримано:  $A=10,05$  МПа,  $B=1012,0$  МПа,  $n=0,1684$ , \*MAT\_106 (див. табл. 3). Порівняння результатів віртуального експерименту з натурним для цих даних показано на рис. 5. Бачимо, що моделі матеріалу відповідають експериментальним даним.

Таблиця 3

Співвідношення (1) для матеріалу \*MAT\_106

$\varepsilon$	$\sigma_s$ , МПа	$T$ , °C	$\sigma_s$ , МПа
0,0	0	20	365
0,002	365	600	204
0,015	395	1480	0
0,05	595	—	—
0,10	700	—	—
0,40	920	—	—
5,0	2300	—	—

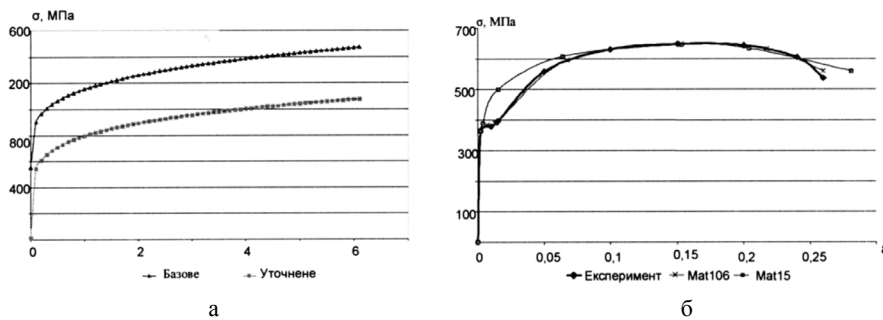


Рис. 5. Порівняння діаграм розтягання, отриманих у віртуальному й натурному експериментах з уточненими коефіцієнтами моделі матеріалу: а) базова й уточнена криві текучості; б) діаграма розтягання

Вплив такого уточнення параметрів моделі матеріалу на похибку прогнозування показників процесу різання за допомогою моделі [11] досліджувався на прикладі моделювання прямокутного різання з умовами: матеріал заготовки — сталь 45, матеріал інструмента — Т15К6, швидкість різання — 300 м/хв, товщина зрізу — 0,15 мм, передній кут — 5°, задній кут — 10°, радіус округлення різальної кромки — 0,02 мм.

Результати моделювання процесу різання порівнювалися з експериментальними даними. Результати моделювання та дані експерименту наведені в табл. 4.

У результаті аналізу табл. 4 і рис. 5 встановлено, що похибки прогнозування моделі матеріалу для  $\varepsilon < 0,5$  не суттєво впливають на похибку прогнозування проекції  $P_z$ , але істотно визначають усадку стружки, температуру й довжину контакту стружки з інструментом.

Таблиця 4

Результати моделювання процесу різання

Модель		$P_z, H$	$*\sigma_{P_z}$	Усадка	Темп, °C	$C_f, мм$
*MAT_15	Базовий варіант	450	35	2,36	—	0,25
	Уточнений варіант	400	23	2,41	—	0,26
*MAT_106	Базовий варіант	320	32	2,1	650	0,23
	Уточнений варіант	385	21	2,84	450	0,26
Експеримент		385	14	2,2	585	—

Примітка:  $*\sigma_{P_z}$  — середньоквадратичне відхилення величини проекції  $P_z$ .

Таким чином, розроблена методика дозволяє з мінімальними витратами зменшити похибку прогнозування показників процесу різання методом скінчених елементів за рахунок реалізації моделі матеріалу саме для тих умов і стану, в якому матеріал буде оброблятися.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Shi B., Attia H., Wang T. Simulation of the Machining Process, Considering the Thermal Constriction Resistance of Multi-layer Coated Tools//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. — Chemnitz, 2005. — С. 551 — 558.
2. Kalthori V. Modeling and simulation of mechanical cutting: Doctoral thesis. — Lulea: Lulea university of technology, 2001. —103 с.
3. Wince J.N. Modeling chip formation in orthogonal metal cutting using finite element analysis: A Thesis for the Degree of Master of Science. — Mississippi: Mississippi State University, 2002. — 104 с.
4. Bil H., Tekkaya A.E., Kılıç E.S. Finite Element Modeling of Machining: A Comparison of Different Approaches with Experiments // Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. — 2004.
5. Altan T., Yen E. Modelling of metal cutting using fem: Brief progress report // Proceedings of the 6th CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations. — Paris, 2003.
6. Adibi-Sedeh A.H., Vaziri M. , Pednekar V. и др. Investigation of the Effect of Using Different Material Models on Finite Element Simulations of Machining // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. — 2005. — С. 215—224.
7. Klocke F., Raedt H., Hoppe S. 2d-fem simulation of the orthogonal high speed cutting process // Machining Science and Technology. -2001. — № 5. — С. 323—340.
8. Sartkulvanich P., Koppka F., Altan T. Determination of flow stress for metal cutting simulation - a progress report // Journal of Material Processing Technology. -2004. -Т. 146. — С. 61—71.
9. Strenkowski J. S., Athavale S. M. A partially constrained Eulerian orthogonal cutting model for chip control tools // J. of Manuf. Science and Engineering: Trans. of ASME. — 1997. — Т. 119. — С. 681—688.
10. Kwiatkowska E. FEM Simulation and Experimental Verification of Chip Breaking Performance for Coated Grooved Inserts // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. — 2005. — С. 269—476.
11. Залога В. А., Криворучко Д. В., Хвостик С. Н. Имитационная модель прямоугольного свободного резания // Вестник СумГУ. — 2005. — № 11. — С. 113—122.
12. Maekawa K., Kitagawa T., Childs T.H. Effects of flow stress and friction characteristics on the machinability of free cutting steels // Proc. 2nd Int. Conf. on Behaviour of Materials in Machining: Inst. Metals London Book, 1991. — С. 132—145.
13. Залога В. А., Криворучко Д. В. Обзор способов экспериментального определения параметров уравнения состояния пластических материалов для моделирования методом конечных элементов их механической обработки // Резание и инструмент в технологических системах. — 2005. — № 69. — С. 193—202.
14. Криворучко Д. В., Залога В. А., Хвостик С. Н. О выборе уравнения состояния обрабатываемого материала для моделирования процесса резания методом конечных элементов // Вестник СумГУ. — 2006. — № 56.

Рекомендована кафедрою опору матеріалів та прикладної механіки

Надійшла до редакції 6.06.07  
Рекомендована до друку 2.07.07

**Криворучко Дмитро Володимирович** — докторант; **Залога Вільям Олександрович** — завідувач кафедри;  
**Некрасов Сергій Сергійович** — аспірант.

Кафедра металорізальних верстатів, Сумський державний університет