

УДК 621.9.01.001.572

В.О. Залога, д.т.н., проф.
Д.В. Криворучко, к.т.н., докторант
С.С. Некрасов, аспір.
Сумський державний університет

СКІНЧЕННОЕЛЕМЕНТНА МОДЕЛЬ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ. ПІДТВЕРДЖЕННЯ ЇЇ АДЕКВАТНОСТІ ЕКСПЕРИМЕНТУ

У статті наведено стислий опис скінченноелементної моделі процесу прямокутного різання сталей та подано результати дослідження за допомогою цієї моделі впливу різних факторів на умовний кут зсуву, а також виконано порівняння цих результатів з відомими експериментальними даними.

Вступ. Розвиток систем САМ ґрунтується на моделях виробничих процесів, у тому числі й процесів обробки різанням. В умовах впровадження в машинобудування нових конструкційних матеріалів імітаційне моделювання цих процесів методом скінченних елементів (СЕ) має перевагу порівняно з іншими методами моделювання, оскільки дозволяє реалізувати прогнозування багатьох показників обробки, спираючись лише на результати елементарних фізико-механічних випробувань оброблюваного матеріалу. Авторами розроблена СЕ-модель прямокутного вільного різання сталей, реалізована методом явного інтегрування рівнянь руху частинок заготовки [1, 2]. На відміну від відомих реалізацій дана модель розглядає термодинамічну межу між стружкою та заготовкою у вигляді тонкого шару оброблюваного матеріалу, що перебуває в особливих умовах, припускаючи, що температура, швидкість та розмір пластичної деформації в цьому шарі визначають розмір дотичних напружень на контактних поверхнях різального інструменту.

Розвиток методології створення скінченноелементних моделей процесу різання має більше ніж тридцятирічну історію. Важливим елементом її реалізації є перевірка адекватності розробленої моделі експерименту. У зв'язку з цим **метою** даної роботи є демонстрація адекватності розробленої СЕ-моделі відомим експериментальним даним про вплив різних факторів на процес стружкоутворення при різанні сталей.

Класичними у цьому випадку можна вважати експерименти М.М. Зорева, що виявили чотири фактори, які безпосередньо впливають на процес стружкоутворення в умовах прямокутного вільного різання [3]: кут дії ω , передній кут γ , межа опору оброблюваного матеріалу зсуву τ_v , швидкість різання V . У даній роботі наведено порівняння результатів моделювання з результатами саме цих експериментів.

Основна частина. *Короткий опис методики моделювання.* Загальний алгоритм моделювання описаний у працях [1, 2]. Розглядається зв'язана термомеханічна задача розрахунку напружено-деформованого та теплового станів системи різання в умовах великих пластичних деформацій. Розв'язання задачі реалізується ітераційним процесом, який інтегрує рівняння руху на якомусь малому проміжку часу, обчислює температурне поле та перевіряє виконання умови руйнування. Після цього оновлюються SE-сітка, граничні умови, обчислюються потужності теплових джерел та виконується подальша ітерація. Процес продовжується до завершення зазначеного часу розрахунку.

Основна процедура реалізована авторами у програмі OCFEM. Як розв'язувач використовувалася програма LS-DYNA. На відміну від відомих розв'язків у даній роботі для інтегрування рівнянь руху використовувались як явний, так і неявний методи, реалізовані в LS-DYNA explicit та implicit модулів відповідно.

Геометричні розміри тіл, що моделюються, вибирались пропорційно товщині зрізу. Моделювання виконувалося у поєднанні з жорстким інструментом.

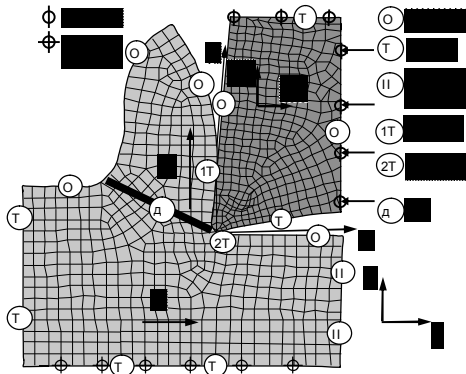


Рис. 1. Розрахункова схема та граничні умови

Граничні умови при розв'язанні механічної задачі реалізовані жорстким закріпленням основи заготовки, яка спочатку є прямокутною, та обмеженням пересування леза в напрямку осі y (рис. 1). Навантаження прикладалися до інструмента його пересуванням зі швидкістю різання в напрямку, протилежному позитивному напрямку осі x . Розв'язання контактної задачі та визначення сил на контактній границі виконувалися методом штрафів [5] за алгоритмом *CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_THERMAL

Граничні умови для зв'язаної теплової задачі задавалися у вигляді постійної температури, яка дорівнювала кімнатній, на відповідних границях заготовки (рис. 1). Початкові умови – постійна кімнатна температура по всьому об'єму інструмента та заготовки.

Тепловий потік від джерела тертя на передній поверхні розподілявся між стружкою та інструментом відповідно до залежності G.S. Sekhon та J.L. Chenot [4]:

$$\frac{q_{\text{стружка}}}{q_{\text{інструмент}}} = \frac{\sqrt{\lambda_c c_c \rho_c}}{\sqrt{\lambda_i c_i \rho_i}}, \quad (1)$$

де λ – теплопровідність; c – питома теплоємність; ρ – щільність.

Теплообмін між стружкою та інструментом враховувався відповідною опцією в контактному алгоритмі. Термічний опір контактної границі брали таким, що дорівнює $R_{\min} = 0,0005 \text{ м}^2 \cdot \text{°C}$ [5].

У роботі розглядалося різання на повітрі. Відповідно до праці В.О. Остаф'єва [6] прийнято, що коефіцієнт теплообміну в цьому випадку дорівнює $h = h_0 \Delta T^n$ ($h_0 = 0,004 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°C})$, $n = 0,25$).

Оскільки в даній роботі досліджувався процес різання сталей твердосплавним інструментом, межа пружності якого в багато разів більша, ніж сталі, то інструмент вважався абсолютно жорстким.

При розв'язанні зв'язаної термомеханічної задачі у роботі використовувалася модель пружнов'язкопластичного середовища *MAT_ELASTIC_VISCOPLASTIC_THERMAL – єдина модель, реалізована в LS-DYNA, для матеріалу, обумовленого одночасно пластичною деформацією, швидкістю деформації та температурою. У цьому випадку рівняння стану задано рівнянням:

$$\sigma_s(\varepsilon^p, \dot{\varepsilon}^p, T) = f_\sigma(\varepsilon^p) f_\tau(T) \left(1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{C} \right)^{\frac{1}{m}} \right). \quad (2)$$

Залежність $\varepsilon^P - \sigma_s$ для оброблюваного матеріалу визначали за стандартною методикою ГОСТу 1497-83, а поправки на температуру та швидкість деформації – за даними літературних джерел, наприклад [7], для даної групи конструкційних матеріалів. Як оброблюваний матеріал у роботі розглядалася сталь 45, оскільки модель цього матеріалу всебічно перевірена [8].

Відомо, що на межі контакту стружки з лезом мають місце зони пластичного та пружного контактів. Розмір дотичних напружень в зоні пластичного контакту обмежений межею опору зсуву. На пружній ділянці тертя визначається, як свідчить О.Д. Макаров [9], молекулярною складовою сили тертя. У зв'язку з цим модель для обчислення дотичних напружень тертя була прийнята у формі [2]:

$$\tau_n = \min(\tau_s; \mu\sigma_n), \quad (3)$$

де μ – коефіцієнт тертя [9],

$$\mu = \mu_0 - \max(0, \beta(T - T_{\text{фаз}})), \quad (4)$$

τ_s – середні на контактній площадці еквівалентні напруження:

$$\tau_s = \frac{1}{\sqrt{3}} \text{ave} \sigma_s(\varepsilon^P, \dot{\varepsilon}^P, T), \quad (5)$$

σ_n – нормальні напруження на контактній площадці; ave – функція усереднення по довжині ділянки контакту C_γ ; ε^P , $\dot{\varepsilon}^P$ – накопичений розмір пластичних деформацій та швидкість деформації в загальмованому шарі, обчислені в приконтактних елементах стружки; T – температура в загальмованому шарі, що дорівнює середній температурі між температурою вузлів інструмента та заготовки, що контактують:

$$T = 0,5(T_{\text{вузла_стружки}} + T_{\text{вузла_інструменту}}). \quad (6)$$

У роботі використовувався геометричний критерій руйнування, обумовлений довжиною пересування $\Delta L = 0,006$ мм леза між перебудовами SE-сітки. Використання цього критерію дозволяє запобігти перекручуванню SE в області великих пластичних деформацій та збільшити тим самим швидкість та стабільність розрахунку. Як показано в роботі [2], у випадку утворення зливної стружки цей критерій еквівалентний фізичному критерію руйнування за величиною максимальної пластичної деформації. Вихідні дані для базового варіанта подані в табл. 1.

Критерій порівняння результатів моделювання з експериментом. Як характеристики процесу стружкоутворення в роботі обрано умовний кут зсуву Φ (рис. 2). Це – кут вимірювався між поверхнею різан-

ня та серединною площиною, проведеною в області, в якій відбувається деформування оброблюваного матеріалу зі швидкістю не менше 10% від максимальної швидкості деформації перед різальною кромкою.

Таблиця 1

Основні вихідні дані

Властивості оброблюваного матеріалу (сталь 45)					
Коефіцієнт температурного розширення, мм / (м·°C)					11 (при 20 °C)
Щільність ρ_c , кг/м ³					7810
Коефіцієнт Пуассона ν_c					0,3
Питома теплоємність c_c , Дж/(кг·°C)					462,0
Теплопровідність λ_c , Вт/(м·°C)					40,2
Модуль Юнга E_c , ГПа					200,0
ε^p	σ_s , ГПа	ε^p	σ_s , ГПа	ε^p	σ_s , ГПа
0,000	0,365	0,100	0,700	0,400	0,9158
0,050	0,599	0,150	0,755	5,000	1,430
Властивості інструментального матеріалу (BK8)					
Коефіцієнт температурного розширення, мм / (м·°C)					3,5
Щільність ρ_i , кг/м ³					14400
Коефіцієнт Пуассона ν_i					0,2
Питома теплоємність c_i , Дж/(кг·°C)					153,0
Теплопровідність λ_i , Вт/(м·°C)					54,4
Модуль Юнга E_i , ГПа					625,0
Геометрія інструмента			Геометрія заготовки		
Задній кут α		5°	Робоча довжина		20a
Фаска зносу h_z , мм		0	Висота		4a
Радіус округлення різальної кромки, мм		0,020	Товщина зрізу a , мм		0,15
Властивості скінченно-елементної моделі					
Мінімальний розмір SE-інструмента					0,2a
Мінімальний розмір SE-заготовки					0,1a
Коефіцієнт масштабування кроку інтегрування					3,0
Коефіцієнт контактної жорсткості					0,1

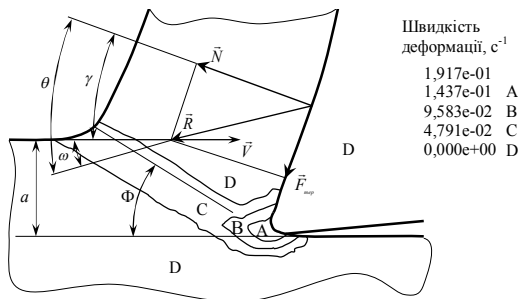


Рис. 2. Схема вимірювання кута дії Φ за розподілом швидкостей деформації

Вплив кута дії. Кут дії ω визначається із співвідношення:

$$\omega = \arctan(\mu) - \gamma \tag{7}$$

Якщо в експериментах М.М. Зорєва зміна ω забезпечувалася застосуванням різних змащувальних рідин та зміною шорсткості передньої поверхні інструмента, то при моделюванні змінювалося лише числове значення коефіцієнта тертя μ стружки з передньою поверхнею інструмента [3]. При моделюванні коефіцієнт тертя припускався незалежним від температури та однаковим для всіх ділянок границі контакту між стружкою та інструментом.

Аналіз отриманих даних показує (рис. 3), що так само, як і в експерименті, модель показала збільшення кута зсуву Φ із збільшенням кута дії ω . Паралельність експериментальної (1) та розрахункової (2) кривих, отриманих при швидкості 0,7 м/хв., свідчать про правильне описання процесів пластичного деформування, що відбуваються перед різальним лезом. Те, що розрахункова крива розміщується на 5° вище від експериментальної, можна пояснити більшою межею міцності сталі 45 порівняно зі сталлю 20Х.

Слід звернути увагу на те, що зі збільшенням швидкості різання V в умовах незалежності коефіцієнта тертя μ від температури різання T знижується чутливість величини кута зсуву Φ до кута дії ω : крива (3), отримана при швидкості різання 300 м/хв., має менший нахил, ніж крива (2).

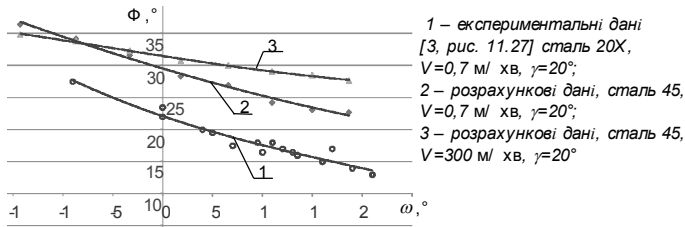


Рис. 3. Безпосередній вплив кута дії на кут зсуву

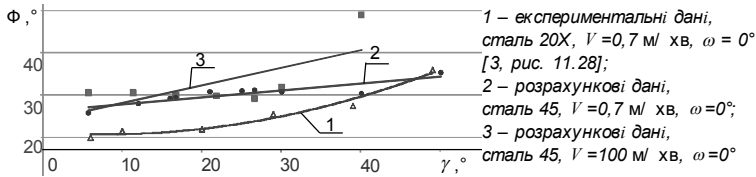


Рис. 4. Безпосередній вплив переднього кута на кут зсуву

Вплив переднього кута. Проведені розрахунки виявили значно менший вплив переднього кута γ на кут зсуву Φ при швидкості різання $V = 0,7$ м/хв., ніж те, що спостерігав М.М. Зорев у своїх експериментах (10° проти 15° відповідно). Найбільш значна зміна спостерігається при $\gamma > 30^\circ - 40^\circ$. При швидкості різання $V = 100$ м/хв. ця тенденція зберігається, хоча вплив переднього кута γ значно збільшується (до 20°). Враховуючи те, що в розрахунках μ припускався незалежним від температури, пояснити виявлену залежність можна локалізацією області деформування зі збільшенням швидкості різання, що сприяє посиленню впливу переднього кута γ .

Вплив межі опору зсуву оброблюваного матеріалу. Аналіз джерел: ГОСТу 1050-88, ГОСТу 4543-7, ГОСТу 4784-97, ГОСТу 18175-78, ГОСТу 493-79, ГОСТу 15527-70, ГОСТу 19807-91, ГОСТу 6835-80, ГОСТу 6836-80, ГОСТу 860-75 показав (рис. 5), що взагалі є тенденція зменшення відносного подовження δ зі збільшенням межі міцності σ_B ($\sigma_B = \sqrt{3}\tau_B$) конструкційних сталей та сплавів кольорових металів, що знаходяться у відпаленому стані. У зв'язку з цим більш коректно розглядати окремо вплив межі опору зсуву τ_B оброблюваного матері-

алу при постійному відносному подовженні δ та вплив відносного подовження δ при постійній межі опору зсуву τ_B .

Для виявлення безпосереднього впливу межі опору зсуву τ_B на кут зсуву Φ моделювання проводилося для віртуальних матеріалів із різними значеннями τ_B та з рівним значенням відносного подовження. За базу була прийнята модель сталі 45, а нові моделі формувалися масштабуванням залежності $\epsilon^p - \sigma_s$ вздовж осі ординат.

Отримані результати (рис. 6) свідчать про те, що обчислений вплив межі опору зсуву на кут дії Φ менше від експериментального, хоча й при моделюванні зберігається тенденція збільшення кута зсуву Φ із збільшенням опору зсуву оброблюваного матеріалу.

Безпосередній вплив відносного подовження на кут зсуву Φ (рис. 6) приблизно такий же, як і безпосередній вплив величини опору зсуву. Саме цим можна пояснити відмінність експериментальних та розрахункових даних, адже експеримент відображає комплексний вплив обох факторів.

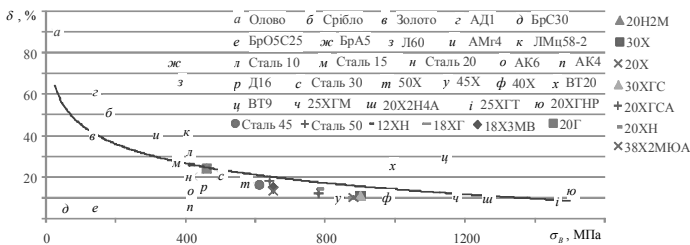


Рис. 5. Залежність відносного подовження від межі міцності

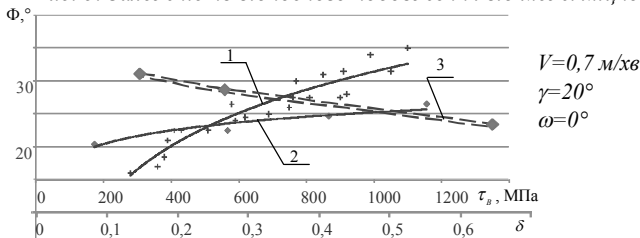


Рис. 6. Вплив властивостей оброблюваного матеріалу на кут зсуву: 1 – вплив межі опору зсуву на кут зсуву, експериментальні дані [3, рис. 11.29]; 2 – безпосередній вплив межі опору зсуву на кут зсуву, розраху-

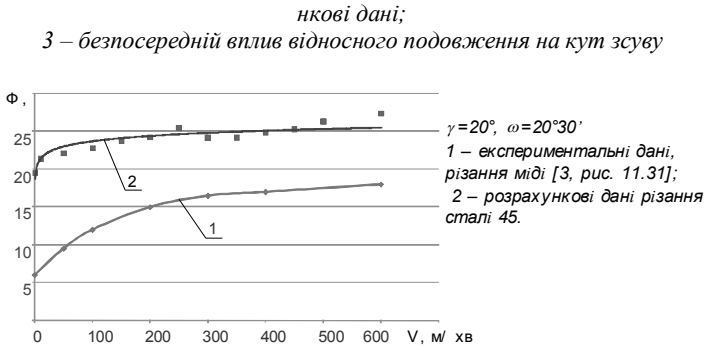


Рис. 7. Безпосередній вплив швидкості різання на кут зсуву

Вплив швидкості різання. Розрахунки здійснювалися при постійному куті дії $\omega = 20^\circ 30'$ в припущенні, що наріст не утворюється. Отримані дані (рис. 7) свідчать про те, що так, як і в експериментах, спостерігається тенденція збільшення кута зсуву Φ із збільшенням швидкості різання V , що, як показав аналіз розподілів максимальних дотичних напружень, величини пластичної деформації попереду різального леза дійсно пов'язані зі швидкісним зміцненням оброблюваного матеріалу та запізнюванням процесу пластичної деформації [3]. Однак різні характеристики швидкісного зміцнення сталі 45 та сталі 20X не дозволяють виконати кількісне порівняння розрахункових та експериментальних даних.

Висновки. Проведений аналіз показав, що розроблена модель якісно адекватна експерименту і чутлива до зміни основних факторів, які безпосередньо впливають на процес стружкоутворення попереду різального леза. Кількісна розбіжність представлених результатів з експериментальними даними пояснюється різними властивостями оброблюваних матеріалів, використаних в експерименті та розрахунку.

Запропонований у роботі прийом віртуального створення оброблюваних матеріалів може бути використаний при оптимізації параметрів процесу різання для перспективних оброблюваних матеріалів та умов обробки.

ЛІТЕРАТУРА:

1. Залога В.А., Криворучко Д.В., Хвостик С.Н. Имитационная модель прямоугольного свободного резания // Вестник СумГУ. – 2005. – № 11. – С. 113–122.
2. Heisel U., Krivoruchko D.V., Zaloha V.A., Storchak M. Cause Analysis of Errors in FE Prediction Orthogonal Cutting Performances // Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – Calabria, 2007.
3. Развитие науки о резании металлов / Н.Н. Зорев, Г.И. Грановский и др. – М.: Машиностроение, 1967. – 415 с.
4. Sekhon G.S., Chenot J.L. Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady orthogonal cutting // Engng. Computations. – 1993. – Вып. 10. – С. 31–48.
5. Миллер В.С. Контактный теплообмен в элементах высокотемпературных машин. – К.: Наукова думка, 1966. – 125 с.
6. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1979. – 168 с.
7. Jaspers S.P., Dautzenberg J.H. Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone // Journal of Material Processing Technology. – 2002. – Т. 122. – С. 322–330.
8. 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.
9. Крагельский И.В. Трение, изнашивание и смазка: Справочник: В 2-х т. / Под ред. И.В. Крагельского. – М.: Машиностроение, 1978. – Т. 1. – 400 с.

ЗАЛОГА Вільям Олександрович – доктор технічних наук, професор, академік Академії наук вищої школи України, завідувач кафедри МРВ Сумського державного університету.

Наукові інтереси:

– технологія машинобудування.

КРИВОРУЧКО Дмитро Володимирович – кандидат технічних наук, докторант кафедри МРВ Сумського державного університету.

Наукові інтереси:

– технологія машинобудування.

НЕКРАСОВ Сергій Сергійович – аспірант кафедри МРВ Сумського державного університету.

Наукові інтереси:

– технологія машинобудування.

Тел.: 80542780779.

E-mail: dima@ntk.sumy.ua.

Подано 28.08.2007