

**В.О. Залога, д-р., техн. наук, професор;
Д.В. Криворучко, канд. техн. наук,
С.С. Некрасов аспірант,
Сумський державний університет,
тел. 80542780779, e-mail: dima@ntk.sumy.ua**

СКІНЧЕННОЕЛЕМЕНТНА МОДЕЛЬ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ. ПІДТВЕРДЖЕННЯ ЇЇ АДЕКВАТНОСТІ ЕКСПЕРИМЕНТУ

Анотація

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 і процесів обробки різанням. В умовах впровадження в машинобудування нових конструкційних матеріалів імітаційне моделювання цих процесів методом скінченних елементів (СЕ) має перевагу у порівнянні 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 праці наведено порівняння результатів моделювання з результатами саме цих експериментів.

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 ACFEM. 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 модулях відповідно.

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

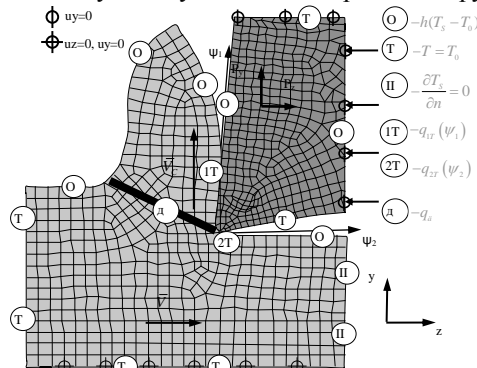


Рисунок 1 – Розрахункова схема та граничні умови

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 у відповідності 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 пружно в'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 границі 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],

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

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_r ; 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 інструменту 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 СЕ-сітки. Використання цього критерію дозволяє запобігти перекручуванню СЕ 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 характеристику процесу стружкоутворення в роботі обрано умовний кут зсуву Φ (рис. 2). Цей кут вимірювався між поверхнею різання та серединною площиною, проведеною в області, в якій відбувається деформування оброблюваного матеріалу. *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 (ВК8)					
Коефіцієнт температурного розширення, мм/(м·°C)					3,5
Щільність ρ_i , кг/м ³					14400
Коефіцієнт Пуассона ν_i					0,2

Питома теплосмність c_t , Дж/(кг·°С)	153,0		
Теплопровідність λ_t , Вт/(м·°С)	54,4		
Модуль Юнга E_t , 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 СЕ-інструмента			0,2a
Мінімальний розмір СЕ-заготовки			0,1a
Коефіцієнт масштабування кроку інтегрування			3,0
Коефіцієнт контактної жорсткості			0,1

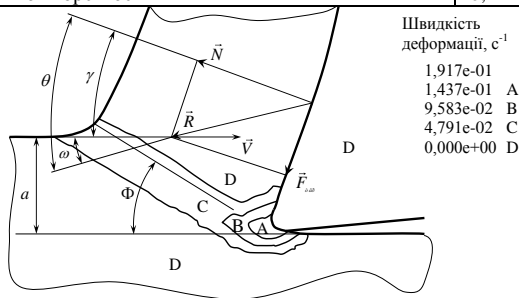


Рисунок 2 – Схема вимірювання кута дії Φ за розподілом швидкостей деформації

лу зі швидкістю не менше 10% від максимальної швидкості деформації перед різальною кромкою.

Вплив кута дії

Кут дії ω визначається із співвідношення

$$\omega = \arctan(\mu) - \gamma. \quad (7)$$

Якщо в експериментах М. М. Зорева зміна ω забезпечувалася застосуванням різних змащувальних рідин та зміною шорсткості передньої поверхні інструмента, то при моделюванні змінювалося лише чиселове значення коефіцієнта тертя μ стружки з переднього поверхню 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 у порівнянні зі сталлю 20Х.

Слід звернути увагу на те, що із 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 300м/хв, має менший нахил, ніж крива (2).

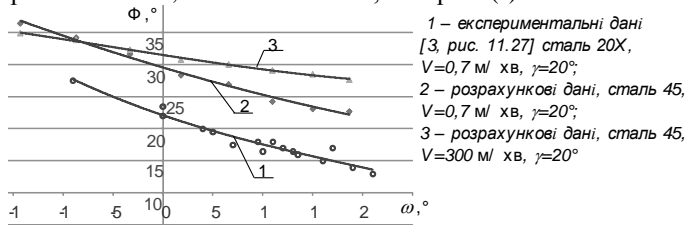


Рисунок 3 – Безпосередній вплив кута дії на кут зсуву

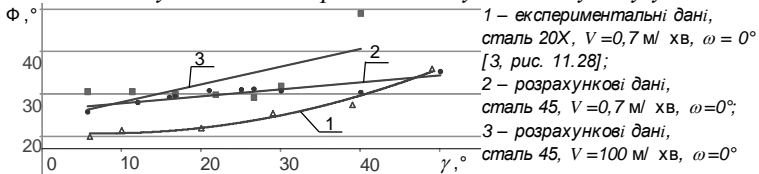


Рисунок 4 – Безпосередній вплив переднього кута на кут зсуву

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 в загальному є тенденція зменшення відносного подовження δ зі збільшенням межі міцності σ_B ($\sigma_A = \sqrt{3}\tau_A$) конструкційних сталей та сплавів кольорових металів, що знаходяться у відпаленому стані. У зв'язку з цим більш коректно розг-

лядати окремо вплив межі опору зсуву τ_B оброблюваного матеріалу 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 $\varepsilon^p - \sigma_s$ вздовж осі ординат.

Отримані результати свідчать (рис. 6), 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 самий, як і безпосередній вплив величини опору зсуву. Саме цим можна пояснити відмінність експериментальних та розрахункових даних, адже експеримент відображає комплексний вплив обох факторів.

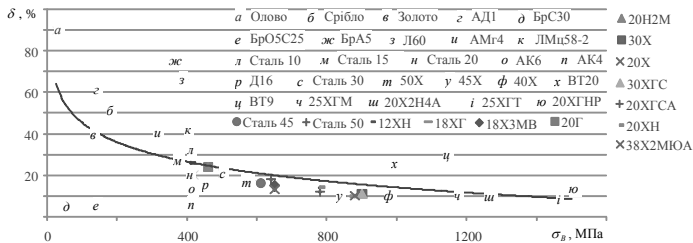


Рисунок 5 – Залежність відносного подовження від межі міцності

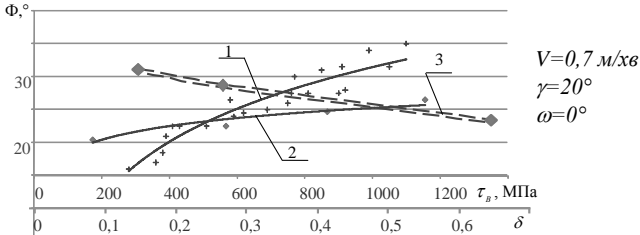


Рисунок 6 – Вплив властивостей оброблюваного матеріалу на кут зсуву; 1 – вплив межі опору зсуву на кут зсуву, експериментальні дані [3, рис. 11.29]; 2 – безпосередній вплив межі опору зсуву на кут зсуву, розрахункові дані; 3 – безпосередній вплив відносного подовження на кут зсуву

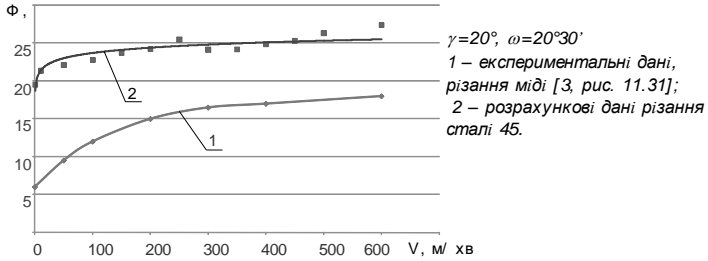


Рисунок 7 – Безпосередній вплив швидкості різання на кут зсуву.

Вплив швидкості різання

У розрахунки здійснювалися при постійному куті дії $\omega=20^\circ 30'$ в припущенні, що наріст не утворюється. Отримані дані (рис. 7) свідчать, 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'язано зі швидкісним зміцненням оброблюваного матеріалу та запізнюванням процесу пластичної деформації [3]. Однак різні характеристики швидкісного зміцнення сталі 45 та сталі 20Х 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.

Перелік літератури

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.

Відомості про авторів

Залога Вільям Олександрович, доктор технічних наук, професор, академік Академії наук вищої школи України, завідувач кафедри МРВ Сумського державного університету;

Криворучко Дмитро Володимирович, кандидат технічних наук, докторант кафедри МРВ Сумського державного університету;

Некрасов Сергій Сергійович, аспірант кафедри МРВ Сумського державного університету.

Тел.: 80542780779, e-mail: dima@ntk.sumy.ua.

В.О. Залога, Д.В. Криворучко, С.С. Некрасов

Скінченно-елементна модель процесу різання. Підтвердження її адекватності експерименту

Аннотація

В статті приведено коротке описання конечно-элементной модели процесса прямоугольного резания сталей и представлены результаты исследования при помощи этой модели влияния Различных факторов на условный угол сдвига, а также выполнено сравнение этих результатов с известными экспериментальными данными.

V. Zaloga, D. Krivoruchko, S. Nekrasov

Finite Element Model of Orthogonal Cutting. Some Aspects of its Experimental Validation

Summary

A brief description of finite element model of steel orthogonal cutting is given in this article. The influence of some factors on shear angle is investigated with the aid of this model and the results are compared with published experimental data.

Залога, В.О. Скінченноелементна модель процесу різання. підтвердження її адекватності експерименту [Текст] / Залога В.О., Криворучко Д.В., Некрасов С.С. // Процеси механічної обробки в машинобудуванні: Збірник наукових праць. -Житомир: ЖІТІ, 2007. - Вып. 5. -С. 60- 72.