

В.О. Залога, д.т.н., проф.  
О.О. Залога, студ.  
Д.В. Криворучко, к.т.н.  
Сумський державний університет

### ПРОГНОЗУВАННЯ ДЕФОРМАЦІЙНОЇ СКЛАДОВОЇ СИЛ ТЕРТЯ НА КОНТАКТНИХ ПОВЕРХНЯХ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТА

*У роботі розглянута проблема прогнозування деформаційної складової сили тертя на контактних поверхнях різального інструмента, виходячи з положень молекулярно-механічної теорії. Шляхом імітаційного моделювання методом скінчених елементів встановлені фактори, що впливають на деформаційний коефіцієнт зовнішнього тертя та фактичну площу контакту. Показано вплив деформаційної складової сили зовнішнього тертя на розподіл контактних напружень на передній поверхні при різанні.*

**Вступ.** Моделювання робочих процесів механічної обробки є одним із ефективних інструментів досліджень у сучасній теорії різання. У цей час відбувається узагальнення моделей процесу різання шляхом заміни емпіричних залежностей між явищами, що діють при різанні, фундаментальними співвідношеннями механіки деформованого твердого тіла. Останніми роками В.С. Кушнером [1], М.П. Мазуром [2] та їх учнями узагальнено накопичений досвід та розроблено аналітичні моделі процесу різання пластичних матеріалів з утворенням зливної стружки з урахуванням температурного та швидкісного факторів через узагальнене рівняння Зайкова, яке встановлює зв'язки між межею текучості, деформацією, швидкістю деформації та температурою. Але необхідність геометричних припущень щодо форми стружки та розподілу контактних напружень при використанні цього рівняння не дозволяє розкрити окремі протиріччя, що існують у цей час в теорії різання, та узагальнити ці моделі незалежно від діапазону швидкостей оброблення, у т. ч. високих і надвисоких, а також на інші типи стружок.

Огляд літератури показав, що все ще не розроблено моделей, для реалізації яких не потрібно проводити експеримент з різання в умовах, що моделюються. Однією з головних перешкод цьому є неможливість прогнозування сил опору ковзанню на контактних поверхнях в умовах високих контактних тисків та температур. Це зумовлено відсутністю математичного апарата, здатного спрогнозувати деформаційну складову сил тертя та експериментальних методів, що дозволяють надійно вимірювати адгезійну складову сил тертя для різних температурно-силових умов на контактній поверхні. Співвідношення молекулярно-механічної теорії, що розроблені в роботах І.В. Крагельського [3], Т.С.Н. Chils [4], К.Л. Johnson [5] та інших, дають у загальному випадку лише якісний опис явищ, що відбуваються при ковзанні на контактних поверхнях леза різального інструменту, та, у більшості випадків, не прийнятні для моделювання процесу різання через свою складність і обмежену область визначення. Особливо це стосується співвідношень для прогнозування деформаційної складової сил опору ковзанню. Тому метою цієї статті є розробка співвідношень для прогнозування деформаційної складової сил опору ковзанню у формі, що зв'язує механічні властивості контактуючих тіл, напружено-деформований стан в контактній поверхні менш твердого тіла (стружки), мікрогеометрію контактної поверхні більш твердого тіла (інструмента), нормальні навантаження на контактній поверхні з дотичними напруженнями, що виникають на ній.

**Основні теоретичні положення.** Відповідно до молекулярно-механічної теорії, розглядається дискретний контакт двох шорсткуватих поверхонь, що мають при заданих умовах фактичну площу контакту  $A_r = A_r(\sigma_n, \Psi, p)$ , обумовлену нормальними напруженнями на поверхні  $\sigma_n$  (контактним тиском), пружно-пластичними властивостями поверхневих шарів стружки, мікрогеометрією поверхні інструмента, а також станом основного матеріалу стружки, що характеризується гідростатичним тиском  $p$  (рис. 1).

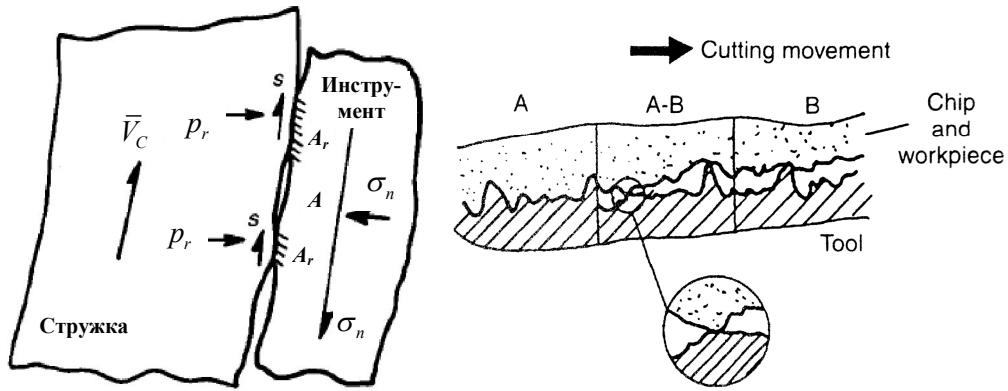


Рис. 1. Схема взаємодії шорстких поверхонь інструмента і стружки [4, 6]

Якщо основний матеріал перебуває в стані пластичності, то мікронерівності можуть «провалюватися» у нього, тим самим збільшуючи дійсну площу контакту [4]. Умови контактної взаємодії В.І. Крагельський пропонує характеризувати зближенням  $h$  контактних поверхонь [3], Т.Н.С. Childs [4] – індексом пластичності за формулою:

$$\Psi = \frac{E^*}{k} \Delta_q, \tag{1}$$

де мікрогеометрію  $\Delta_q$  описують комплекси, наприклад,

$$\Delta_q = \frac{R_{\max}}{rb^{1/\nu}} \text{ за [3] або } \Delta_q = \sqrt{\frac{\sigma_s}{r}} \text{ за [4],} \tag{2}$$

де  $R_{\max}$  – найбільша висота мікронерівностей профілю;  $r$  – радіус її округлення;  $b, \nu, \sigma_s$  – параметри опорної кривої;  $E^*$  – еквівалентний модуль пружності інструмента та стружки;  $k = k(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \theta)$  – межа текучості на зсув мікронерівностей поверхні стружки.

Сила опору ковзанню (сила тертя) визначається сумою деформаційної й адгезійної складових:

$$F^d = \tau^d A = (\tau^d + \tau^a) A = (\tau^d + \tau^a) A, \tag{3}$$

де  $A$  – номінальна площа контакту,  $\tau^d$  та  $\tau^a$  – номінальні деформаційні та адгезійні дотичні напруження відповідно;  $\tau^d$  та  $\tau^a$  – дійсні деформаційні та адгезійні дотичні напруження відповідно. При цьому, з погляду практичного застосування, використання номінальних дотичних напружень більш прийнятне.

Отже, в цій роботі будемо шукати залежність [6, 3]

$$\tau^d = \tau^d(\sigma_n, \Psi) \text{ або } \tau^d = \mu_d(\sigma_n, \Psi) \cdot \sigma_n. \tag{4}$$

**Метод досліджень.** Для визначення впливу різних факторів на деформаційну складову сил тертя в парі «оброблюваний–інструментальний матеріали» в роботі використано скінчено-елементну модель системи двох тіл, що переміщуються з постійною швидкістю  $V$  одне відносно другого в умовах безперервного стискання постійною силою  $P$  (рис. 2) – м'якого режиму навантаження. Заготовка у початковий момент часу прийнята абсолютно гладкою, в той час як мікрорельєф інструмента задавався параметрами  $Ra, t_m, S_m$  відповідно до наступної моделі

$$y(x) = y_{\text{регулярн.}}(x) + y_{\text{випадкова}}(x), y_{\text{регулярн.}}(x) = f(Ra, t_m, S_m), \tag{5}$$

де  $M_S$  – математичне сподівання випадкової висоти мікронерівностей,  $D_S$  – дисперсія відхилення випадкової висоти мікронерівностей. Досліджувана ділянка контактної поверхні складала приблизно 120 мкм. Середній розмір скінченного елемента складав 0,8 мкм.

Обидва тіла вважалися деформованими. Визначальне рівняння заготовки відповідало пружно-пластичному тілу зі сталі 45 твердістю 180 НВ у формі Джонсона-Кука [7] без врахування швидкості деформації та температури:

$$\sigma_s = 553 + 601 \varepsilon_p^{0,234}, \text{ МПа.} \tag{6}$$

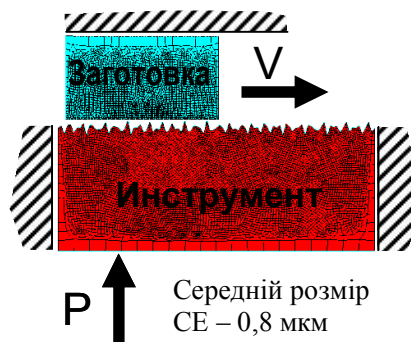


Рис. 2. Розрахункова схема

Вважалось, що руйнування поверхні заготовки можливе при накопиченні в скінченному елементі пластичних деформацій на рівні 2.5 [8] шляхом його видалення зі скінчено-елементної сітки.

Інструмент вважався пружно-пластичним тілом з нескінченною міцністю. Визначальне рівняння відповідало твердому сплаву ВК8 у такому вигляді [9]:  $\sigma_s = 400 + 237000\varepsilon_p$ , МПа. Інші параметри матеріалів приймалися такими:  $E_{інструмента} = 560$  ГПа,  $\mu_{інструмента} = 0,25$ ,  $\mu_{заготовки} = 0,3$ .

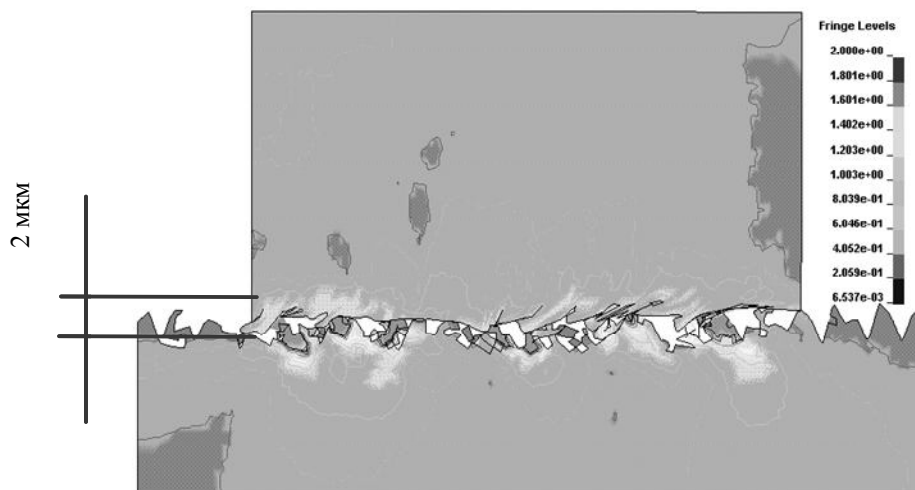


Рис. 3. Видяг контакту поверхонь заготовки та інструмента при  $\sigma_n = 550$  МПа після відносного ковзання на шляху 40 мкм

Для дослідження впливу різних факторів на коефіцієнт тертя параметри моделі змінювалися в таких діапазонах:  $E_{заготовки}$  від 100 до 400 ГПа,  $\sigma_m$  від 250 до 1000 МПа,  $Ra$  від 0,4 до 1,6 мкм,  $t_m$  від 30 до 70 %,  $\sigma_n$  від 85 до 850 МПа, при  $S_m = 20$  мкм.

**Результати досліджень.** У результаті проведення розрахунків було встановлено, що при співвідношенні  $\sigma_n/\sigma_s(\varepsilon_p = 0) > 0,5$  форма контактної поверхні заготовки повністю змінюється за перші мікрметри відносного ковзання за рахунок її пластичної деформації та зміцнення мікронерівностями інструмента (рис. 3). Тобто відбувається адаптація поверхні заготовки до умов ковзання. Глибина цих змін у досліджах складала 2–5 мкм. Шлях, який необхідний для завершення цієї адаптації, склав біля 60 мкм. Під час адаптації поверхні величина накопичених пластичних деформацій постійно збільшується і по завершенню адаптації досягає рівноважної величини, що забезпечує достатню міцність поверхні для спротиву проникнення в неї мікронерівностей, які знаходяться на поверхні леза інструмента (рис. 4).

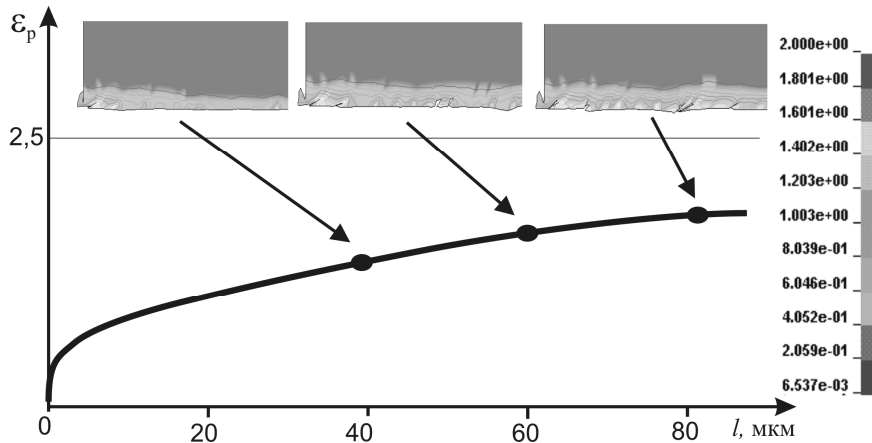


Рис. 4. Типова зміна величини пластичної деформації в поверхні заготовки під час її ковзання відносно шорсткої поверхні інструмента

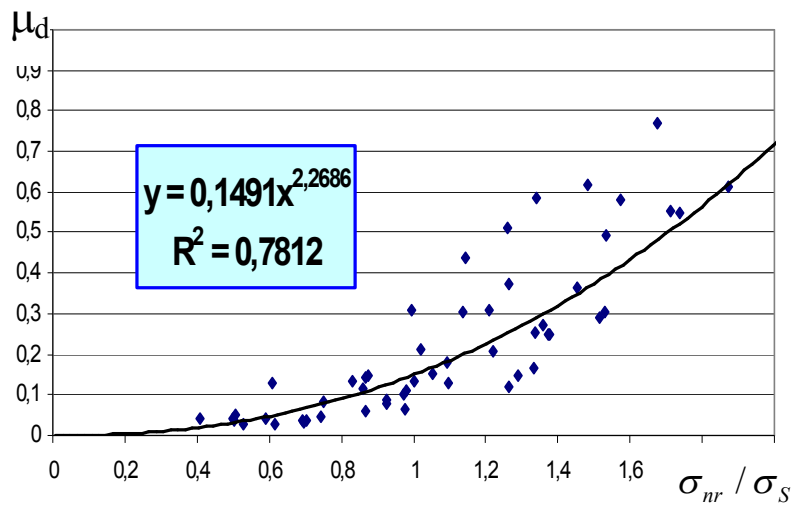


Рис. 5. Вплив відношенням фактичних напружень на контактній поверхні до фактичної межі текучості поверхні заготовки на величину деформаційної складової коефіцієнта тертя у межах досліджуваної області варіювання параметрів моделі

Аналіз впливу різних факторів показав, що існує задовільна кореляція коефіцієнта деформаційної складової зовнішнього тертя  $\mu_d$  лише з відношенням фактичних напружень  $\sigma_{nr}$  на контактній поверхні до фактичної межі текучості поверхні заготовки (рис. 5), що дозволяє з задовільною похибкою визначати  $\mu_d$  з емпіричного рівняння:

$$\mu_d = 0,150 \left( \sigma_{nr} / \sigma_S (\bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T) \right)^{2,3} \quad (7)$$

Відомо, що фактичні нормальні напруження  $\sigma_{nr}$  визначаються відношенням  $K_r = A_r / A_0$ :  $\sigma_{nr} = \sigma_n / K_r$ . Проведені дослідження показали, що зі всіх можливих параметрів контактної пари коефіцієнт  $K_r$  корелює лише з приведеним модулем пружності

$E^* = \left( \frac{1 - \nu_{інструмента}^2}{E_{інструмента}} + \frac{1 - \nu_{заготовки}^2}{E_{заготовки}} \right)$ , зі співвідношенням  $\sigma_n / \sigma_S (\bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T)$ , найбільшою висотою виступів (глибиною згладжування)  $R_p$  та відносною опорною довжиною на висоті середньої лінії  $l_m$ .

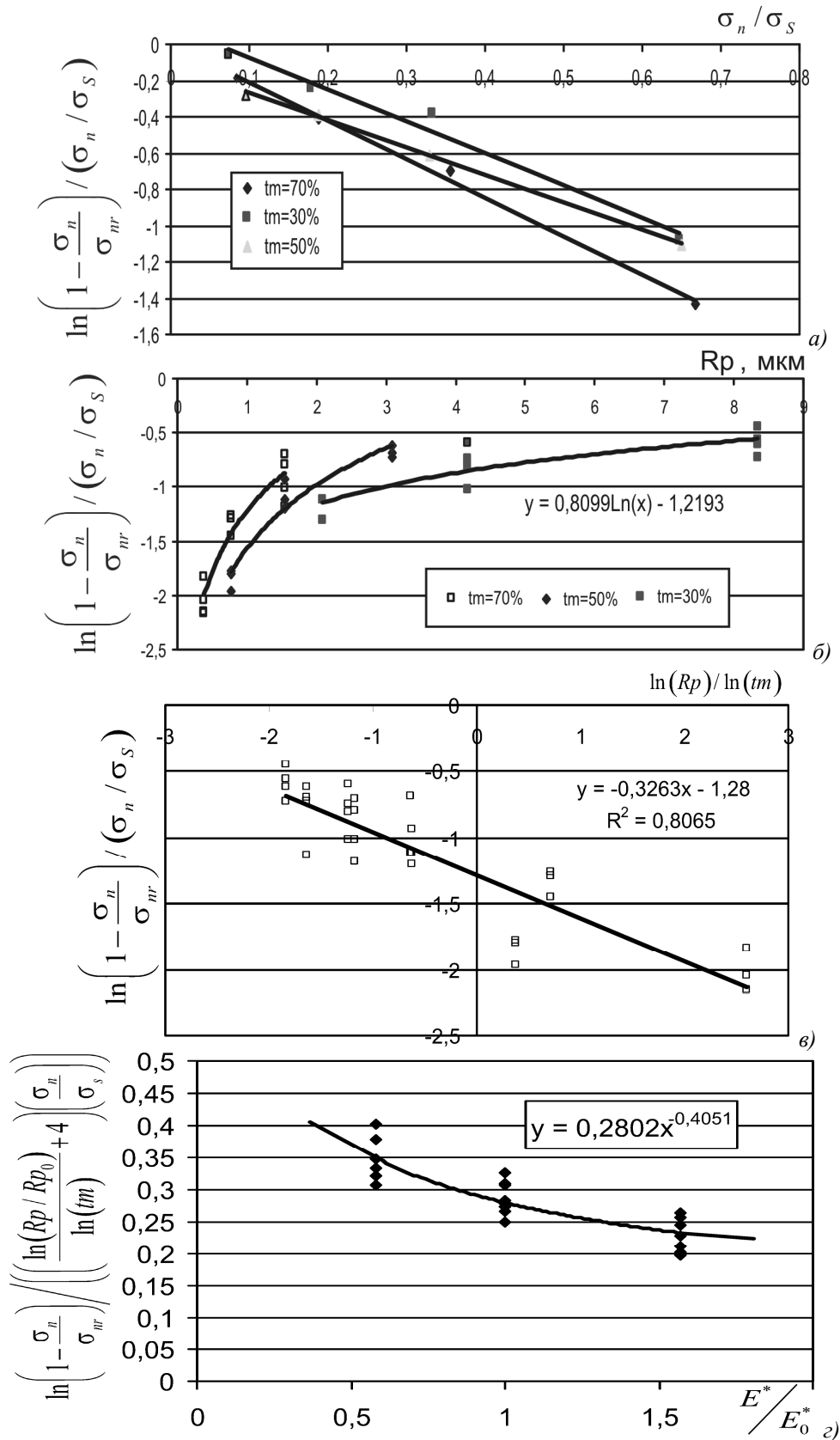


Рис. 6. Вплив нормальних напружень (а), найбільшої висоти мікроступів (б), відношення логарифма найбільшої висоти мікроступів до логарифма опорної довжини на висоті середньої лінії (в) та приведення модуля пружності (г) на співвідношення між номінальними та фактичними нормальними напруженнями

Апроксимація цих залежностей дозволила встановити співвідношення для прогнозування коефіцієнта  $K_r$ :

$$K_r = \frac{A_r}{A_0} \approx 1 - e^{-c_r \frac{\sigma_n}{\sigma_s}}, \quad (8)$$

де  $c_r = 0,33 \left( \frac{E^*}{E_0^*} \right)^{-0,4} \left( \frac{\ln(Rp / Rp_0)}{\ln(tm)} + 4,0 \right)$  при  $Rp_0 = 1$  мкм та  $E_0^* = 163$  ГПа для досліджуваних умов взаємодії сталі з твердим сплавом. Перевірка формули (8) показала, що середнє квадратичне відхилення прогнозу  $K_r$  у діапазоні від 0,05 до 0,8 становить 0,054, що вказує на достатню точність прогнозу  $K_r$  при великих (більших 0,25) його значеннях, що відповідають великим нормальним напруженням на контактній поверхні лека.

Аналіз формул (7) та (8) показує, що зі збільшенням зміцнення контактної поверхні заготовки за інших рівних умов фактична площа контакту буде зменшуватися, а отже буде зростати фактичні нормальні напруження та коефіцієнт  $\mu_d$ . При зменшенні слід очікувати зворотній процес. Це пояснює зміну ролі деформаційної складової у сумарній силі тертя на контактній поверхні лека при підвищенні температури різання (рис. 7). Шляхом моделювання процесу стружкоутворення встановлено, що при підвищенні температури різання доля деформаційної складової дотичних напружень зменшується, а адгезійної зростає, що пояснює деяке збільшення коефіцієнта тертя з підвищенням швидкості різання в діапазоні тих швидкостей різання, при яких має місце наростоутворення (рис. 8).

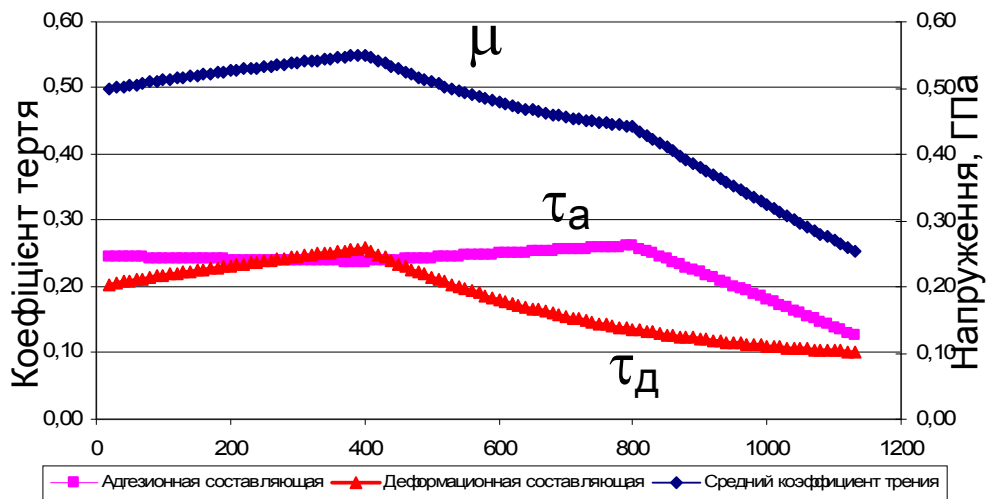


Рис. 7. Зміна співвідношення між адгезійною та деформаційною складовими дотичних напружень зі зміною температури: Сталь 45–Т15К6,  $Rp = 0,8$  мкм;  $tm = 70\%$ ;  $\tau_0 = 100$  МПа,  $\beta = 0,2$  [10];  $V = 150$  м/хв.,  $a = 0,2$  мм

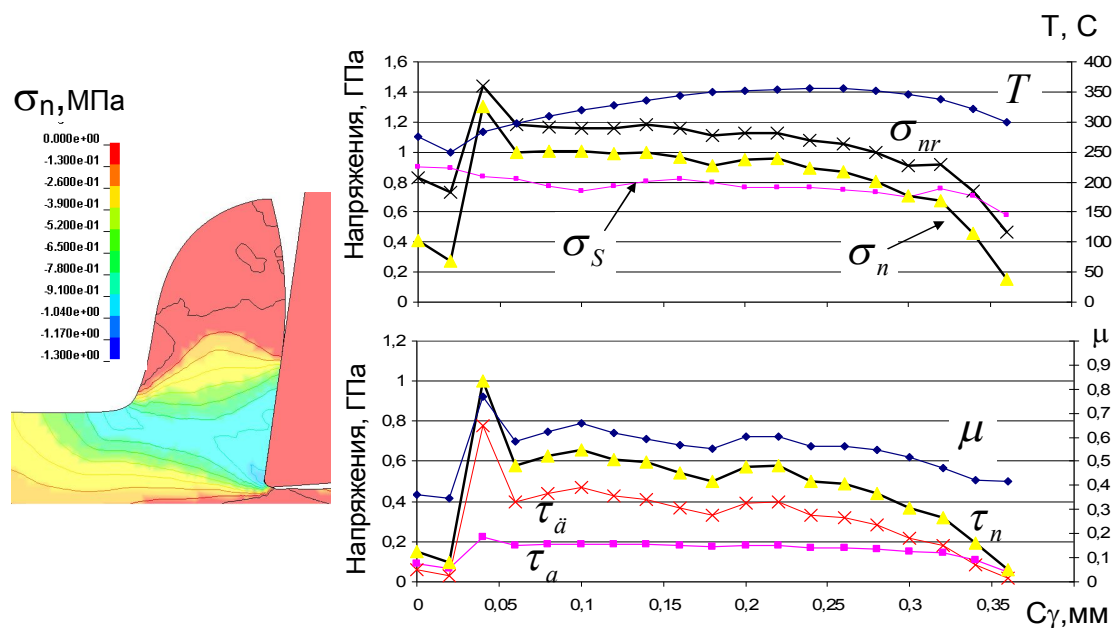


Рис. 8. Зміна співвідношення між адгезійною та деформаційною складовими дотичних напружень зі збільшенням відстані від різальної кромки. Умови за рис. 7

**Висновки.** Виконані дослідження контактної взаємодії в умовах високих тисків дозволили виключити припущення щодо величини та розподілу сил спротиву ковзанню на контактних поверхнях лека інструмента шляхом встановлення методом імітаційного моделювання однозначних співвідношень між нормальним напруженнями і деформаційною складовими сил тертя та розподілом цих напружень на контактній поверхні лека. Зокрема, встановлено єдину залежність між деформаційною складовою коефіцієнта зовнішнього тертя та відношенням дійсного тиску до середньої межі текучості оброблюваного матеріалу у контактній поверхні. Також встановлено, що фактична площа контакту при тривалому ковзанні залежить виключно від відношення номінального тиску до середньої межі текучості оброблюваного матеріалу у контактній поверхні, приведенного коефіцієнта пружності контактуючої пари, параметрів  $R_p$  та  $t_m$  мікрорельєфу тіла з інструментального матеріалу.

**ЛІТЕРАТУРА:**

1. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
2. Мазур Н.П. Разработка теоретических основ и практическое использование термомеханической модели обработки пластических материалов: Дис... д-ра. техн. наук: 05.03.01. – К., 1999. – 309 с.
3. Крагельский И.В. Трение, изнашивание и смазка: Справочник; В 2-х т. / Под ред. И.В. Крагельского. – М.: Машиностроение, 1978. – Т. 1. – 400 с.
4. Metal Machining theory and applications / Т.Н. Childs, К.Маекawa, Т.Obikawa, Y.Yamane. – London: Arhold, 2000. – 403 с.
5. Johnson K.L. Contact mechanics. – Cambridge: University of Cambridge, 1985. – 506 с.
6. Grzesik W. Advanced machining processes of metallic materials. – 2008. – Oxford: Elsevier. – 447 с.
7. Криворучко Д.В., Залого В.А., Хвостик С.Н. О выборе уравнения состояния обрабатываемого материала для моделирования процесса резания методом конечных элементов // Вестник СумГУ. – 2006. – № 56.
8. Колмогоров В.Л. Напряжение, деформация, разрушение. – Л.: Metallurgy, 1970. – 229 с.
9. Баженов М.Ф., Байчман С.Г., Карпачев Д.Г. Твердые сплавы: Справочник. – М.: Metallurgy, 1978. – 184 с.
10. Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. – М.: Машиностроение, 1988. – 96 с.

ЗАЛОГА Вільям Олександрович – доктор технічних наук, професор кафедри технології машинобудування, верстатів та інструментів Сумського державного університету.

Наукові інтереси:

– прогресивні технологічні процеси;

- моделювання робочих процесів оброблення різанням

ЗАЛОГА Ольга Олександрівна – студентка факультету технічних систем та енергоефективних технологій Сумського державного університету.

Наукові інтереси:

- оброблення різанням.

КРИВОРУЧКО Дмитро Володимирович – кандидат технічних наук, доцент кафедри технології машинобудування, верстатів та інструментів Сумського державного університету.

Наукові інтереси:

– вирішення методом скінчених елементів динамічних та статичних високо нелінійних задач механіки деформованого твердого тіла.

Подано 25.10.2009