

УДК 621.9.025.7.02:001.891.54  
КП  
№ держреєстрації 0109U001383  
Інв. №

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ

40007, м. Суми, вул. Римського-Корсакова, 2  
тел. (0542) 33-41-08 факс. (0542) 33-40-49  
e-mail: info@nis.sumdu.edu.ua

ЗАТВЕРДЖУЮ  
Проректор з наукової роботи  
д.ф.-м.н., професор

\_\_\_\_\_ А. М. Черноус

ЗВІТ  
ПРО НАУКОВО-ДОСЛІДНУ РОБОТУ

РОЗРОБКА НАУКОВИХ ОСНОВ ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ ІНСТРУМЕНТІВ ІЗ  
КЕРАМІЧНИХ ТА НАДТВЕРДИХ МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ ПЕРЕРИВЧАСТОГО  
РІЗАННЯ НА ОСНОВІ ІМІТАЦІЙНОГО МОДЕЛЮВАННЯ  
(проміжний)

Начальник НДЧ  
канд. техн. наук, доцент

В.А. Осіпов

Керівник НДР  
доктор техн. наук, професор

В.О. Залога

Суми 2010

Рукопис закінчений 24 грудня 2010 року

Результати цієї роботи розглянуті  
науковою радою СумДУ, протокол від 23.12.2010 № 6

**СПИСОК АВТОРОВ**

Керівник НДР,  
головний науковий співробітник  
доктор техн. наук

Залога В.О.  
(введення,  
розділи 1-3,  
висновки)

Старший науковий співробітник,  
канд.техн.наук

Криворучко Д.В.  
(реферат,  
введення, розділи  
1-3, висновки)

Інженер 1 кат.

Селівоненко С.М.  
(розділ 2.3)

Інженер 3 кат.

Голобородько Л.В.  
(розділ 1.2, 1.5)

Молодший науковий співробітник

Загорулько Н.О.  
(розділ 1.2)

Лаборант

Залога О.О.  
(розділ 2.3)

Лаборант

Николаев Я.Ю.  
(розділ 3.2)

Лаборант

Вакула Д.В.  
(введення)

## РЕФЕРАТ

Звіт: 120 с., 56 рисунків, 19 таблиць, 81 джерело.

Об'єктом дослідження є процес переривчастого різання лезами з керамічних та надтвердих матеріалів.

Предмет дослідження – скінчено-елементна модель процесу різання лезами, зміцненими іонно-променевою імплантацією.

Мета даної науково-дослідної роботи – розроблення методики підвищення ресурсу різальних лез із керамічних і надтвердих матеріалів, які працюють в умовах переривчастого різання, за рахунок визначення їх оптимальної геометрії на основі імітаційного моделювання робочого процесу в замкненій технологічній системі верстат-пристосування-інструмент-заготовка.

Основні результати полягають у тому, що удосконалено методику моделювання процесів різання у податливій технологічній системі шляхом врахування контактної взаємодії на стиках. Виконані розрахунки та доведено працездатність моделі. Експериментально доведено, що спрогнозована деформація ТС за розробленою моделлю процесу стругання менша за реальну по причині як заниженої сили різання, так і неврахуванням зазорів у з'єднаннях.

Розширені уявлення про процеси контактної взаємодії при високих тисках за рахунок врахування можливої когезії. Досліджено вплив шорсткості поверхні індентора на момент спротиву обертанню індентора при вимірюванні адгезійної складової за допомогою трибометра.

Вперше експериментально доведено зменшення адгезійної активності твердого сплаву по відношенню до конструкційних та нержавіючих сталей після його обробки іоно-променевою імплантацією.

ІОНО-ПРОМЕНЕВА ІМПЛАНТАЦІЯ, КЕРАМІЧНИЙ РІЖУЧИЙ ІНСТРУМЕНТ, ВІРТУАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ, НАПРУЖЕНО ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН, СКІНЧЕНО-ЕЛЕМЕНТНА МОДЕЛЬ, ТРИБОЛОГІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ, ВИЗНАЧАЛЬНЕ РІВНЯННЯ, РІВНЯННЯ ПЛАСТИЧНОСТІ

## ЗМІСТ

	С.
<b>ВСТУП.....</b>	<b>5</b>
<b>1 РОЗРОБЛЕННЯ МЕТОДОЛОГІЇ ІДЕНТИФІКАЦІЇ ФІЗИКО- ТЕРМОМЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ОБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ.....</b>	<b>8</b>
1.1 Постановка задачі .....	8
1.2 Критичний аналіз відомих методів ідентифікації визначальних рівнянь і рівнянь пластичності .....	9
1.3 Загальна методологія.....	16
1.4 Інструментальні засоби досліджень.....	18
1.4.1 Устаткування для проведення механічних випробувань .....	18
1.4.2 Устаткування для проведення дослідів з різання.....	20
1.5 Ідентифікація визначального рівняння.....	22
1.5.1 Ідентифікація визначального рівняння при нормальній температурі і квазістатичному навантаженні .....	22
1.5.1.1 Методика проведення випробувань .....	22
1.5.1.2 Розрахунок пластичних деформацій і дійсних напружень .....	22
1.5.1.3 Ідентифікація коефіцієнтів визначального рівняння .....	26
1.5.1.4 Ідентифікація визначального рівняння за стандартними механічними характеристиками .....	29
1.5.2 Ідентифікація поправки на температуру деформації.....	33
1.5.2.1 Методика проведення випробувань .....	33
1.5.2.2 Розрахунок коефіцієнта впливу температури .....	33
1.5.3 Ідентифікація поправки на швидкість деформації.....	34
1.5.3.1 Теоретичні передумови .....	34
1.5.3.2 План експерименту з ортогонального різання .....	38
1.5.3.3 Проведення експерименту і розрахунок поправки на швидкість деформації .....	38
1.6 Ідентифікація рівняння пластичності .....	39
1.6.1 Ідентифікація рівняння пластичності при нормальній температурі і квазістатичних випробуваннях.....	39
1.6.2 Розрахунок коефіцієнта впливу температури.....	44
1.6.3 Розрахунок коефіцієнта впливу швидкості деформації .....	45
1.7 Визначальні рівняння і рівняння пластичності деяких матеріалів .....	46
1.8 Висновки .....	51
<b>2 ДОСЛІДЖЕННЯ АДГЕЗІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ОБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ .....</b>	<b>52</b>
2.1 Ідентифікація моделі адгезійної складової сил тертя при великих пластичних деформаціях.....	52
2.1.1 Постановка задачі .....	52

2.1.2	Критичний аналіз відомих способів вимірювання характеристик тертя .	53
2.1.3	Ідея способу вимірювання адгезійної складової сили тертя ковзання при великому контактному тиску .....	56
2.1.4	Загальний алгоритм ідентифікації адгезійної складової сили тертя ковзання.....	61
2.1.5	Прилади, устаткування і методики вимірювань.....	62
2.1.5.1	Трибометр і методика вимірювання моменту тертя	62
2.1.5.2	Методика вимірювання профілю мікрорельєфу сферичного індентора	67
2.1.5.3	Визначення величини накопиченої пластичної деформації в поверхні тертя	69
2.1.6	Методика обробки результатів.....	71
2.2	Дослідження адгезійних властивостей деяких матеріалів .....	72
2.3	Вплив іонно-променевої імплантації азотом на адгезійні властивості твердого сплаву ВК8.....	76
2.3.1	Методика випробування.....	76
2.3.2	Результати вимірів і їхнє обговорення .....	78
2.4	Висновки .....	81
<b>3</b>	<b>ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ НА ГРАНИЦІ КОНТАКТУ ЛЕЗА ЗІ СТРУЖКОЮ ТА ЗАГОТОВКОЮ .....</b>	<b>83</b>
3.1	Загальні уявлення.....	83
3.2	Розрахунок деформаційної складової.....	87
3.2.1	Дослідження ролі деформаційної складової сили опору ковзанню при різанні90	
3.2.2	Розрахункова схема .....	95
3.2.3	План модельного експерименту.....	95
3.2.4	Результати досліджень та їх аналіз .....	96
3.3	Висновки .....	107
	<b>ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ .....</b>	<b>109</b>
	<b>ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ .....</b>	<b>111</b>

## ВСТУП

В останні роки оптимізації виробів і виробничих процесів у промисловості приділяється велика увага. Тому значний розвиток одержали технології віртуального моделювання, які дозволяють у короткий термін і з найменшими витратами виконувати оптимізацію, використовуючи натурний експеримент як перевірений. Сукупність методів і засобів, які реалізують моделювання й оптимізацію виробничих процесів, називають віртуальним виробництвом. У цей час віртуальне виробництво становить важливу частину виробничого процесу, дозволяючи вже на стадії проектування технології одержати деталь із оптимальними розмірами, властивостями й собівартістю. На етап впровадження технологічного процесу залишаються всього лише дрібні уточнення. До теперішнього часу все частіше реалізуються моделювання лиття (віртуальне лиття), моделювання кування, штампування, прокату, пресування й інших процесів обробки тиском (віртуальні процеси обробки тиском), термічної обробки (віртуальна термічна обробка) і обробки різанням (віртуальна обробка різанням).

Метою проекту є розроблення методики підвищення ресурсу різальних лез із керамічних і надтвердих матеріалів, які працюють в умовах переривчастого різання, за рахунок визначення їх оптимальної геометрії на основі імітаційного моделювання робочого процесу в замкненій технологічній системі верстат-пристосування-інструмент-заготовка.

Основними завданнями проекту є:

- аналіз сучасних скінчено-елементних моделей робочих процесів механічної обробки, у тому числі тих, які імітують переривчасте різання й узагальнення підходів до моделювання перехідних процесів у податливих технологічних системах;

- створення методики імітаційного експерименту, який дозволить урахувати взаємодію елементів технологічної системи ( пристосування-інструмент-заготовка) як статично, так і в часі, і спрогнозувати напружено-деформований стан леза в умовах перехідних процесів;

- розробка методики напівекспериментального прогнозування динамічних показників як технологічної системи в цілому, так і її окремих елементів;

- розробка методології оптимізації геометрії й механічних властивостей лез і/або динамічних параметрів елементів технологічної системи в робочих процесах, які реалізують переривчасте різання.

Розробка є продовженням роботи “ Розробка наукових основ оптимізації процесів різання на основі їх комп'ютерного 3D моделювання методом кінцевих елементів”. Номер державної реєстрації роботи: 0106U001932.

Вихідними даними є розроблена прогноуюча скінчено-елементна модель робочого процесу - процесу різання лезовим інструментом з керамічних і надтвердих матеріалів в умовах переривчастого різання.

У звітний період на основі розробленої методології скінчено-елементного моделювання практично реалізовані 3D-моделі процесів стругання та точіння. Особливість цих моделей, на відміну від інших, полягає у врахуванні деформацій технологічної системи, температурно-швидкісних ефектів шляхом застосування ітераційних алгоритмів розрахунку напружень за визначальним рівнянням Джонсона-Кука, прогнозуванні моменту і характеру руйнування попереду різальної кромки виконуючи перевірку одночасно умов в'язкого та крихкого руйнування за критеріями відповідно накопичених руйнувань і максимальних головних напружень у кожному циклі розрахунку з паралельним перебудуванням скінченно-елементної сітки, визначенні сил опору ковзанню на контактних поверхнях за тиском, температурою та фактичним значенням границі плинності оброблюваного матеріалу в ньому.

Визначення адгезійної складової сили опору ковзанню при великих контактних тисках можливо з випробувань на вдавлювання сферичного індентора, що обертається, у півпростір. Методика, що розроблена в роботі, реалізує більш близькі до різання умови випробувань, ніж відомі методики, за рахунок забезпечення стабілізації мікрорельєфу та величини зміцнення контактних поверхонь за жорсткої схеми навантаження індентора при значному (10-30 обертів індентора) шляху тертя з малою відносною швидкістю ковзання. Врахування дійсного розподілу контактних напружень та величини

деформаційної складової сили опору ковзанню забезпечило визначення лінійної моделі саме адгезійної складової тертя. Для чотирьох матеріалів різних груп експериментально визначені коефіцієнти лінійної моделі адгезійної складової тертя. Вперше показано зменшення адгезійної активності твердого сплаву ВК8 по відношенню до конструкційних та нержавіючих сталей після його обробки іоно-променевою імплантацією.

За результатами виконаної роботи захищено 2 дипломні роботи магістра, захищена 1 докторська дисертація, опубліковано підручник та навчальний посібник, 8 статей і 5 тез доповідей. Основні результати були представлені на 9 конференціях, у тому числі 5 міжнародних.



# 1 РОЗРОБЛЕННЯ МЕТОДОЛОГІЇ ІДЕНТИФІКАЦІЇ ФІЗИКО-ТЕРМОМЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ОБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ

## 1.1 Постановка задачі

Виходячи з розробленої концепції прогнозуючого моделювання процесів різання, для виконання розрахунків необхідні числові дані про фізико-термомеханічні властивості матеріалів об'єктів системи, яка моделюється, та трибологічні властивості пари «оброблюваний-інструментальний» матеріал. Цей комплекс властивостей містить визначальне рівняння і рівняння пластичності оброблюваного матеріалу, рівняння залежності від температури густини, теплоємності і теплопровідності оброблюваного та інструментального матеріалів, рівняння, які пов'язують температуру, нормальні напруження на контактній поверхні з дотичним напруженням на цій самій поверхні.

Проведений аналіз визначальних рівнянь показав, що найбільш ефективним є визначальне рівняння у формі Джонсона-Кука:

$$\sigma_s = (A + B\varepsilon_p^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon})(1 - T^{*m}), \quad (1.1)$$

де константи матеріалу  $A, B, n$  відображають здатність матеріалу до деформаційного зміцнення,  $C$  – до швидкісного зміцнення, а  $m$  - до температурного зменшення.

Серед усіх відомих рівнянь пластичності, які визначають критерій в'язкого руйнування за умовою накопичення пошкоджень, прийнято рівняння у формі В. Л. Колмогорова з поправками Джонсона-Кука на швидкість і температуру деформації:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_f^p &= (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}) (1 + D_5 T^*); \\ \sigma^* &= \sigma / \sigma_s, \quad T^* = (T - T_0) / (T_{\dot{\varepsilon}} - T_0) \end{aligned} \quad (1.2)$$

де константи матеріалу  $D_1, D_2, D_3$  відображають вплив напруженого стану на граничні пластичні деформації до руйнування;  $D_4$  - вплив швидкості деформації;  $D_5$  – вплив температури деформації;  $\sigma^*$  - показник напруженого стану.

Умова крихкого руйнування використана у вигляді рівняння першої теорії міцності, тобто  $\sigma_1 = \sigma_{\max}$ , де  $\sigma_{\max}$  є константою матеріалу при нормальній температурі.

Аналіз відомих даних про вплив температури на густину, теплоємність  $C_p$  і теплопровідність  $\lambda$  матеріалів показав, що ці залежності добре апроксимуються поліномом другого ступеня.

Отже, у загальному випадку моделювання процесу різання на рівні деталізації «Лезо», крім пружних властивостей оброблюваного та інструментального матеріалів  $E$  та  $\mu$ , необхідно визначення ще 11 констант фізико-термомеханічних властивостей ( $A, B, n, C, m, D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, \sigma_{\max}$ ) та трьох рівнянь-поліномів ( $\rho = \rho(T), C_p = C_p(T), \lambda = \lambda(T)$ ), що визначають нелінійні фізико-термомеханічні властивості цих матеріалів. Методи визначення пружних констант ( $E$  та  $\mu$ ) і зазначених рівнянь - поліномів загальновідомі та можуть застосовуватися без обмежень і тому не потребують удосконалення. Вказані залежності можуть бути взяті із довідників, наприклад, з [1].

Разом з тим, методи визначення інших констант повинні бути розроблені так, щоб врахувати одночасне існування великих деформацій, швидкостей деформацій та температур, що достатньою для моделювання мірою не враховується у жодній з відомих методик.

## **1.2 Критичний аналіз відомих методів ідентифікації визначальних рівнянь і рівнянь пластичності**

Ідентифікація констант визначального рівняння можлива з випробувань з деформації зразків в умовах однорідного НДС. Найбільш простими є випробування на

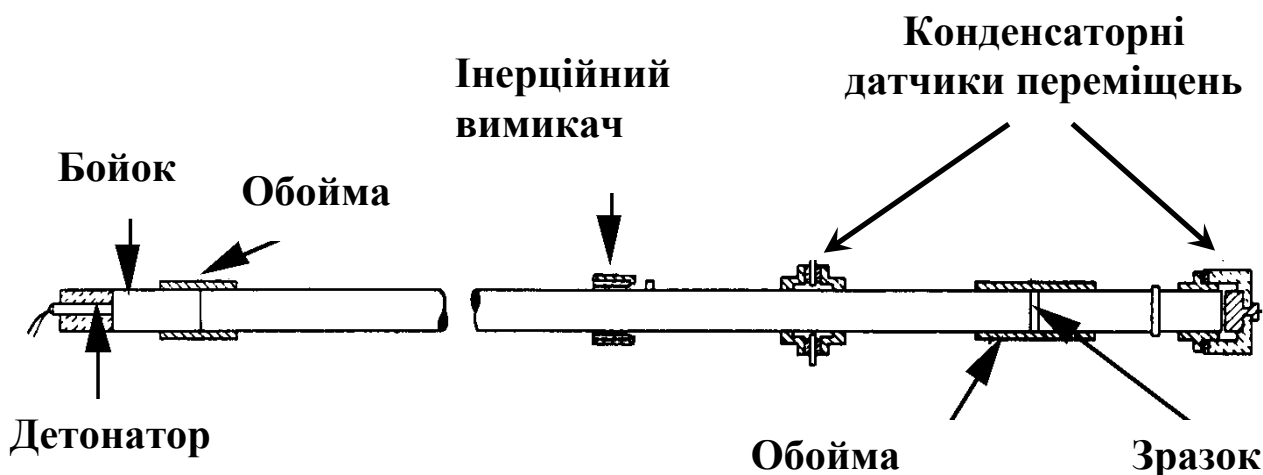


Рисунок 1.1 – Розрізний стрижень Гопкінсона [4]

квазістатичне одноосьове розтягування (ГОСТ 1497), стискання, крутіння (ГОСТ 3565) (таблиця 1.1). Проте вони реалізують швидкості деформацій до  $2,5 \times 10^{-3} \text{ с}^{-1}$ , що на вісім порядків менше від швидкостей деформацій, що мають місце в зоні різання. У той самий час температура випробувань може досягати  $1200^\circ\text{C}$ . У 1979 році М.П. Марковець [2] запропонував, а в 2004 році робоча група під керівництвом Т. Altan [3] удосконалила спосіб визначення визначального рівняння за твердістю втисканням індентора. Проте цей спосіб менш інформативний у порівнянні зі стандартними випробуваннями і має обмежене застосування.

За останні 60 років розроблений цілий ряд способів *динамічних* випробувань, що дозволяють встановити визначальне рівняння при швидкостях деформації до  $10^7 \text{ с}^{-1}$ . Серед цих способів найбільшу практичну популярність завоювали способи, що ґрунтуються на принципі розрізного стрижня Гопкінсона (Hopkinson) [4] (рис. 1.1). Цей принцип полягає в тому, що між двома масивними стрижнями розміщується зразок і вільному торцю одного із стрижнів за допомогою детонатора задається прискорення, яке спричиняє хвилю пластичної деформації у зразку.

Реєструючи переміщення торців зразка, можна обчислити швидкість деформації, деформацію зразка і напруження, що діють. У даний час принцип реалізований у способах випробувань при температурах до  $1000^\circ\text{C}$  і більше при розтягуванні, стисканні і крутінні [4, 5]. Ці способи забезпечують отримання достовірного визначального рівняння при швидкостях деформації до  $10^4 \text{ с}^{-1}$ .

Ідентифікація визначального рівняння при швидкостях деформацій понад  $10^4 \text{c}^{-1}$  і температурах до  $1200^\circ\text{C}$  у даний час все ще являє собою практичну складність. Відомі способи нормального удару по пластині, пульсуючого лазера, вибуху і балістичного удару, що дозволяють реалізувати швидкості деформації до  $10^7 \text{c}^{-1}$ , не забезпечують отримання прийняттого визначального рівняння і залишаються відносно дорогими. Їх практично не використовують для визначення визначального рівняння, вживаного для моделювання процесу різання.

За останні 15 років почав розвиватися спосіб визначення рівняння стану безпосередньо з дослідів із різання. Ця ідея вперше була реалізована О.М. Розенбергом [7] при дослідженні впливу швидкості різання (швидкості деформації) на границю плинності в умовній площині зсуву. Згодом цю ідею повторив і розвинув Е. J. Armarego [8]. Проте, перше повне практичне розв'язання задачі було подане Р.Л.В. Oxley [9] у 1989 році. Використовуючи свою термомеханічну теорію різання з єдиною умовною площиною зсуву, він отримав із дослідів з вільного прямокутного точіння.

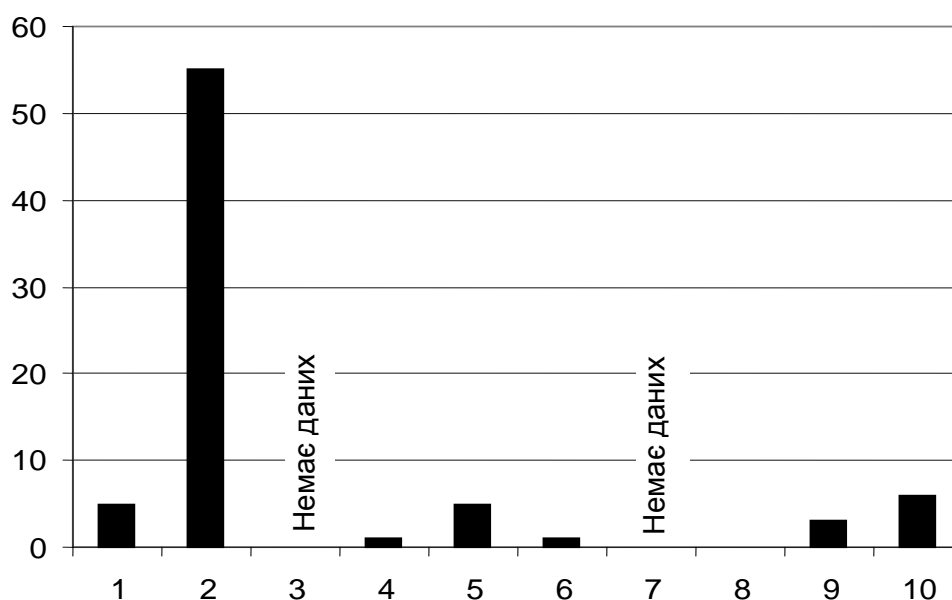


Рисунок 1.2 – Популярність способів випробувань матеріалів для моделювання процесу різання методом SE. Діаграма побудована на основі аналізу 70 визначальних рівнянь матеріалів, включених до бази даних MADAMS [6]. Цифрами на осі абсцис позначені номери способів за таблицею 1.1, на осі ординат – кількість визначальних рівнянь матеріалів, отриманих цим способом

Таблиця 1.1 – Розвиток способів випробувань матеріалів

Назва способу (рік першої публікації)	$\varepsilon^p$	$\dot{\varepsilon}_{\min}^p, \text{с}^{-1}$	$\dot{\varepsilon}_{\max}^p, \text{с}^{-1}$	$T_{\min} - T_{\max}, \text{°C}$	Джерело інформації
Квазістатичні					
1. Методом розтягування, стискання, крутіння на гідравлічних і механічних розривних, універсальних і крутильних машинах (19 століття)	0-2,5	-	$2,5 \times 10^{-3}$	1200	ГОСТ 1497, ГОСТ 25.503-97, [10]
2. Методом втискання індентора (1979)	0-0,2	-	$2,5 \times 10^{-3}$	20	[2, 3]
Динамічні					
1. Методом падаючого молота Тейлора (impact compression) (1946)	-	1,0	$2,0 \times 10^3$	1000	[11, 12, 13]
2. Методом випробування на стискання, розтягування, крутіння, що базується на принципі розрізного стрижня Гопкінсона (split Hopkinson bar principle) (1949)	0- 2,0 і більше	$1,0 \times 10^{-1}$	$1,0 \times 10^4$	1000	[5, 12, 4, 14]
3. Методом кулачка, що обертається (sam plastomer)(1953)	-	1,0	$1,0 \times 10^2$	600	[4, 11]
4. Методом розрізного кільця (expanding ring) (1969)	-	1,0	$2,0 \times 10^3$	600	[12, 4]
5. Методом розтягування, стискання, крутіння на швидкісних гідравлічних і механічних розривних, універсальних і крутильних машинах (1972)	0 - 1	$1,0 \times 10^{-3}$	$1,0 \times 10^2$	600	[11]
6. Методом нормального удару по пластині (normal plate impact) (1983)	-	$1,0 \times 10^3$	$1,0 \times 10^6$	600	[11, 12]
7. Методом пульсуючого лазера (pulsed laser) (1989)	-	$1,0 \times 10^5$	$1,0 \times 10^6$	-	[12, 15]
8. Методами, що базуються на поширенні ударної хвилі: методом вибуху (explosives) і балістичного удару (ballistic impact)	-	$1,0 \times 10^5$	$1,0 \times 10^7$	-	[12]
9. Методом вільного прямокутного точіння (1989)	0,7-1,4	$1,0 \times 10^4$	$1,5 \times 10^5$	400-1000	[13, 16,17, 18, 19, 20, 9, 21, 22]
10. Методом прямокутного кінцевого фрезерування (2000)	0,7-1,4	$2,6 \times 10^4$	$6,9 \times 10^5$	240-900	[23, 24, 25, 26,27, 28]

Примітка. «-» - немає даних;  $T_{\min} = 20 \text{°C}$  або менша, якщо не вказане інше

визначальні рівняння маловуглецевої сталі при швидкостях деформації до  $450\text{c}^{-1}$  у формі Джонсона-Кука (Johnson-Cook) [29]. Подальшого розвитку цей спосіб набув у працях Т. Ozel, Т. Altan [13], N. Tounsi і співавторів [16], J.C. Hamann і співавторів [17], А.Н. Adibi-Sedeh і V. Madhavan [18, 19], S. Lei і Y.C. Shin [21], J. Корас і співавторів [22]. Була вдосконалена методика проведення випробувань і визначені визначальні рівняння для сталей S300 (Ст. 3), 42CD4 (40ХГМА), AISI 316L (03X17H13M2), 35NCD16 (30NiCrMo16), AISI P20 (40X2ГМ), AISI H13 (4X5МФ1С), Al 2007 (алюмінієвий сплав) при швидкостях деформації від  $10^4$  до  $1,5 \times 10^5 \text{c}^{-1}$  і температурах 400-1000°C. Т. Ozel [23, 27], Т. Altan [29], М. Sahata [24], Н. Chandrasekaran і R. M. Saoubi [25] домоглися ще більшого збільшення швидкості деформації (до  $6,9 \times 10^5 \text{c}^{-1}$ ) в експериментах з прямокутного кінцевого фрезерування

Ідея способу полягає в тому, що, ґрунтуючись на експериментально визначених проєкціях сили різання, величині усадки стружки, довжині контакту стружки з інструментом і температурі різання (тобто тих показниках процесу, які можна відносно легко виміряти) підбирають методом регресійного аналізу такі коефіцієнти визначального рівняння оброблюваного матеріалу, які б мінімізували похибку прогнозування цих показників за аналітичною або SE-моделлю процесу різання. Здебільшого випадків застосовувалася аналітична модель з єдиною площиною зсуву [30, 9]. Іноді температура в зоні первинних деформацій не визначалася експериментально, а розраховувалася на основі припущення про адіабатичний характер деформацій [13]. Застосування методу SE є вигіднішим у даній ситуації, оскільки дозволяє розрахувати показники процесу різання з найменшою кількістю припущень. Т. Ozel, Т. Altan [20] виконали спробу реалізувати такий підхід. Проте велика кількість ітерацій і, отже, великий час, необхідний для багатопараметричної оптимізації, поки що роблять такий підхід економічно неприйнятним.

Порівняння розглянутих способів випробувань на основі принципу розрізного стрижня Гопкінсона і вільного прямокутного точіння було виконане Т.Н.С. Childs [31]. Він показав, що всі розглянуті способи дають достатньо близькі визначальні рівняння (рис. 1.3). Основна їх розбіжність полягає в описі положення області гарячого наклепу (blue brittleness) [32] у координатах  $\sigma_s - T$ .

Таким чином, експериментальні способи дослідження поведінки пластичних матеріалів дозволяють встановити визначальне рівняння в окремих вузьких діапазонах величин пластичних деформацій, їх швидкостей і температур. Для отримання визначального рівняння у всьому необхідному для достовірного моделювання процесу різання діапазоні змінення вказаних фундаментальних параметрів удаються до застосування декількох способів одночасно [12] або виконують екстраполяцію даних [31].

Через те що в зоні різання мають місце області як із стискующим, так і з розтягуючим напруженнями, показник напруженого стану  $\sigma^*$  змінюється в широких діапазонах і, отже, ідентифікація констант рівнянь пластичності можлива лише шляхом комбінації даних різних видів випробувань із деформації зразків з різною величиною показника напруженого стану  $\sigma^*$ . Експериментальна ідентифікація цих констант є складною задачею. Важко підібрати такий вид випробування, щоб у місці руйнування можна було б визначити ступінь деформації, що передуює руйнуванню, і щоб виконувалася умова незмінності показника напруженого стану. Важливо передбачити місце руйнування і своєчасно його зафіксувати. Випробування на пластичність у гарячому стані повинні проводитися при фіксованих (незмінних протягом досліді) температурно-швидкісних умовах [33].

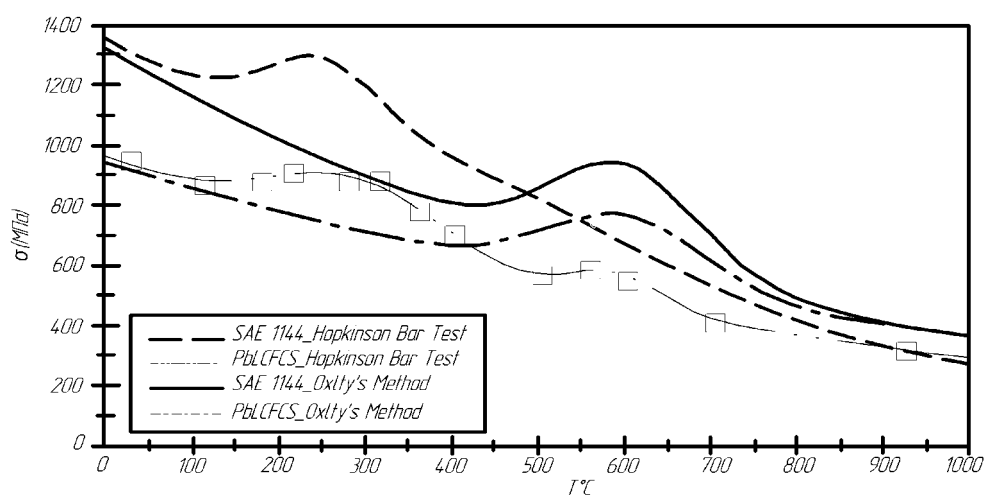


Рисунок 1.3 – Розбіжність визначальних рівнянь, отриманих способом на основі принципу розрізного стрижня Гопкінсона і способом прямокутного вільного різання [31]:  $\varepsilon_p = 1$ ,  $\dot{\varepsilon}_p = 1000 \text{ c}^{-1}$

Таблиця 1.2 – Характеристика методів випробування зразків деформацією

Метод випробувань	Показник напруженого стану $\sigma^{\bullet}$	Швидкісний діапазон деформування	Температурний діапазон деформування	Посилання
Розтягування циліндричного зразка	близько 0,6	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ c}^{-1}$	від 20 до 900°C	[33]
Розтягування зразка з виточкою	від 0,6 до 2,4	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ c}^{-1}$	від 20 до 900°C	[33]
Розтягування циліндричного зразка при зовнішньому гідростатичному тиску	від -2,3 до 0,6	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ c}^{-1}$	20°C	[33]
Стискання	від -0,5 до 0	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ c}^{-1}$	20°C	ГОСТ 25.503-97
Стискання за методом Гопкінсона	від -0,5 до 0		20°C	[31]
Крутіння	0	$10^{-2} \dots 10^{-1} \text{ c}^{-1}$	20°C	[33]

Для ідентифікації рівнянь пластичності В. Л. Колмогоровим [33] запропоновано використовувати дані випробувань на розтягування зразків з виточкою, вигину зразків з круговою сіткою, нанесеною друкарським способом, стискання циліндрових зразків плоскими бойками, розтягування зразків в умовах гідростатичного стискання, крутіння. У сукупності всі вказані види випробувань дають можливість досліджувати пластичність сталей у діапазоні  $\sigma^{\bullet} \in [-3; 2,4]$  (табл. 1.2). Разом з тим слід зазначити обмежену можливість випробувань на стискання при високих температурах внаслідок необхідності створення мінімального тертя на торцях зразків. Саме тому максимальна температура тих рідкісних випробувань, які опубліковані, не перевищує 500°C, що майже в 2 рази менша за температуру теплостійкості твердих сплавів. Визначення пластичності при високих швидкостях деформації також пов'язане із значними технічними труднощами через необхідність застосування методу стрижнів Гопкінсона [34].

Аналіз визначальних рівнянь, опублікованих у літературі, показує, що між даними про динамічні випробування, отриманими різними науковими школами для однієї і тієї самої марки матеріалу, може існувати значна розбіжність, обумовлена різним станом зразків, припущеннями, що приймаються при визначенні визначального рівняння, іншими випадковими чинниками. Дані про рівняння пластичності для багатьох матеріалів взагалі відсутні. У зв'язку з цим для отримання мінімальної похибки при моделюванні процесу



різання у кожному конкретному випадку необхідно визначати визначальне рівняння матеріалу для зразків саме з тих матеріалів, різання яких проводитиметься в експерименті.

В Україні є значні можливості проведення квазістатичних випробувань – практично на кожному машинобудівному підприємстві, у профільних інститутах і в університетах є універсальні розривні машини і машини для випробувань на кручення. У той самий час можливість проведення динамічних випробувань обмежена, а їх собівартість дуже висока. У зв'язку з цим перспективним є розвиток способів ідентифікації визначальних рівнянь і рівнянь пластичності матеріалу з комплексу випробувань, що включають квазістатичні випробування на розривних машинах і досліди з ортогонального різання.

### **1.3 Загальна методологія**

Для розв'язання поставленої задачі розроблені методології ідентифікації параметрів визначального рівняння і рівняння пластичності з комплексу випробувань, що включає стандартні випробування на розтягування-стискання і випробування на прямокутне різання.

Вибрані форми визначального рівняння і рівняння пластичності дозволяють мультиплікативно розділити вплив деформації (показника напруженого стану), швидкості деформації і температури на границю плинності і величину пластичної деформації до руйнування. Тому стає можливим провести роздільну ідентифікацію невідомих параметрів. Для визначального рівняння загальний алгоритм є таким (рис. 1.5):

- 1) встановити вплив пластичної деформації з дослідів на розтягування за ГОСТ14097-84 при нормальній температурі;
- 2) встановити вплив температури, порівнявши результати дослідів з розтягування зразків при різних підвищених температурах за ГОСТ 9651-84;

3) встановити вплив швидкості деформації з дослідів із різання з урахуванням отриманих даних про вплив деформації і температури на границю плинності .

Для рівняння пластичності загальний алгоритм є таким (рис. 1.4):

1) встановити вплив показника напруженого стану з дослідів на розтягування за ГОСТ 14097-84, стискання за ГОСТ 25.503-97 із стандартними і спеціальними зразками при нормальній температурі;

2) встановити вплив температури, порівнявши результати дослідів із розтягування зразків при різних підвищених температурах за ГОСТ 9651-84;

3) встановити вплив швидкості деформації з дослідів із різання з урахуванням отриманих даних про вплив показника напруженого стану і температури на величину накопичених пластичних деформацій.

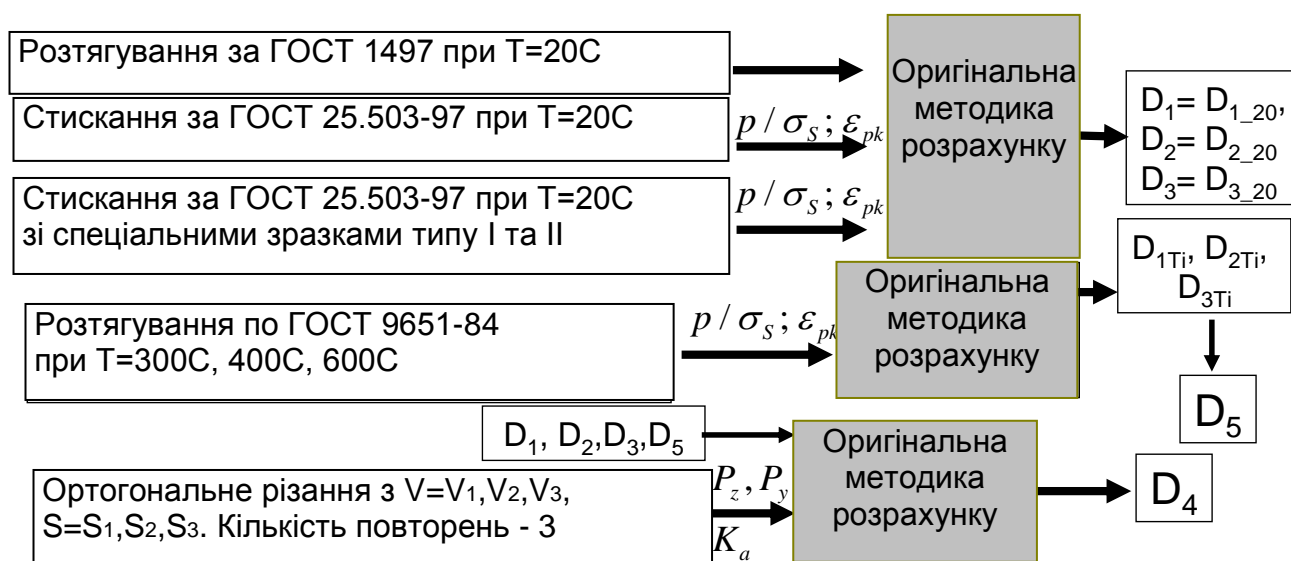


Рисунок 1.4 – Структурна схема методології ідентифікації рівняння пластичності

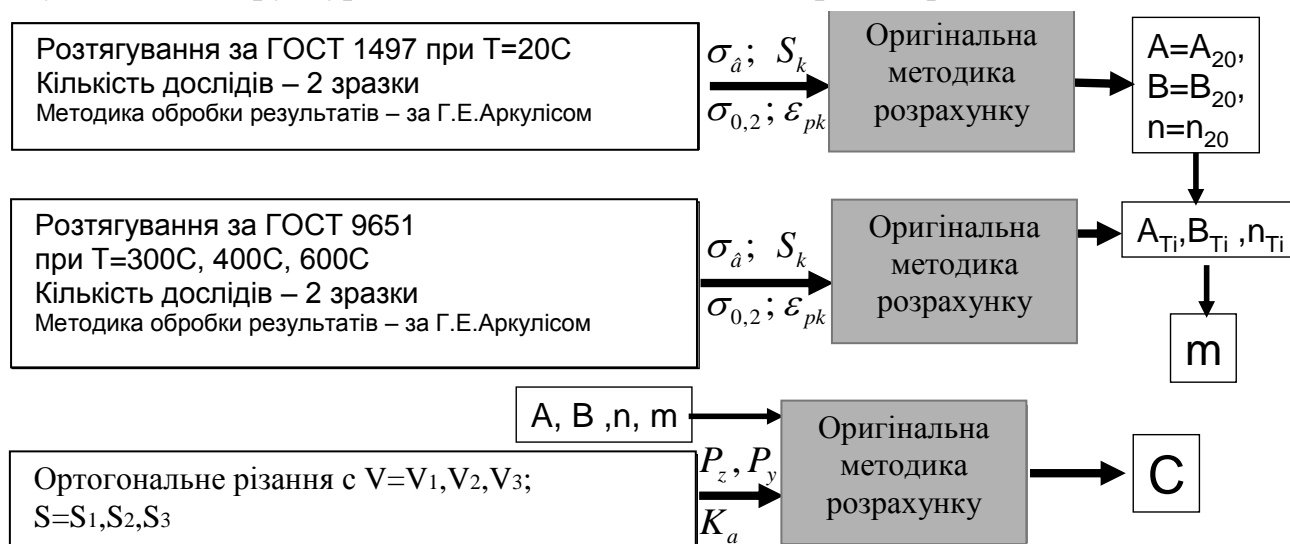


Рисунок 1.5 – Структурна схема методології ідентифікації визначального рівняння

Таким чином, для проведення комплексної ідентифікації невідомих параметрів моделі матеріалу необхідне проведення експерименту з розтягування при нормальній температурі і підвищених температурах, 2-3 експерименти із стиснення при нормальній температурі зразків декількох форм, із різання в достатньо широкому діапазоні швидкостей. Практична реалізація методології розглянута у подальших пунктах.

## **1.4 Інструментальні засоби досліджень**

### **1.4.1 Устаткування для проведення механічних випробувань**

Для реалізації ідеї ідентифікації визначальних рівнянь і рівнянь пластичності матеріалу з комплексу випробувань, що включають квазістатичні випробування на розривних машинах і досліди з прямокутного вільного різання розроблена експериментальна установка для досліджень механічних властивостей матеріалів при температурах до 900°C шляхом модернізації і оснащення стандартної машини УМЭ-10М сучасними вимірювальними приладами (тензометричним динамометром з температурною компенсацією з роздільною здатністю 24bit, незалежним контролером температури, оптичним датчиком лінійних переміщень траверси з дискретністю 10 мкм, ПЕОМ для автоматизованої обробки результатів) і додатковими захоплювачами для зразків спеціальної форми.

Принципова схема установки і її загальний вигляд наведені на рис. 1.6. Машина має двостоякову вертикальну конструкцію. Верхній захоплювач через тензометричний динамометр закріплений до нерухомої траверси. Нижній захоплювач жорстко закріплений до рухомої траверси, якій надають рух ходовим гвинтом, рух якому, в свою чергу, передають від асинхронного двигуна 3,0 кВт через триступінчастий редуктор. Таким чином, в установці реалізується жорстка схема навантаження шляхом задання подовження зразка з безперервним вимірюванням сили опору цьому подовженню.

Переміщення рухомої траверси контролюється круговим оптичним датчиком BE178a-2500 з 2500 імпульсами на 1 обертання датчика через безпрямий циліндричний редуктор. Розроблено і виготовлено спеціальний електронний перетворювач коду Грея в цифровий код лічильника, що передається на ПЕОМ через послідовний інтерфейс.

Результати випробувань вимірювального пристрою показали, що 5% довірчий інтервал вимірювання переміщень становить: 1 мм -  $\pm 30$  мкм, 2-3 мм -  $\pm 40$  мкм, 3-8 мм -  $\pm 47$  мкм. Привід переміщень пересувної траверси забезпечує швидкість переміщень в діапазоні від 10 до 3000 мкм/с, що відповідає швидкості деформації стандартного зразка діаметром 10 мм, тип III з  $l_0 = 50$  мм за ГОСТ 1497-84 від  $2 \cdot 10^{-4}$  до  $6 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ .

Вимірювання сили опору деформації здійснюється за допомогою тензометричного динамометра, реалізованого 4 тензорезисторами опором 100 Ом фірми ВЕДА (м. Київ), наклеєними в подовжньому напрямі труби, що калібрується. Тензорезистори під'єднанні за схемою «повний міст». Вимірювання сили здійснюється шляхом вимірювання дисбалансу мосту тензопідсилювачем-перетворювачем AD-103 фірми НВМ з передачею даних на ПЕОМ через інтерфейс RS-232. Опорне напруження мосту – 5 В. Розрядність АЦП – 24біт. Частота опитування – від 1 до 150Гц. Випробування динамометра показали, що максимальне вимірюване навантаження може становити 100 кН, довірчий інтервал вимірної сили у всьому діапазоні вимірювань від 0 до 100 кН не перевищує  $\pm 250\text{Н}$ .



Рисунок 1.6 – Принципова схема і загальний вигляд установки

Випробування при високій температурі можливі за допомогою стенда шляхом використання спеціальної камери. Підвищена температура в камері створюється нагрівальними елементами у вигляді тенів з ніхрому, через які пропускається струм силою 200-300А і напругою 24В від силового трансформатора. Вимірювання температури здійснюється термопарою типу «ТХА» («К») ГОСТ Р 8.585-2001 з максимальною температурою вимірювань 1000°C. Для управління температурою використаний контролер температури I-7011 фірми ICP DAS, який у необхідні моменти вмикає або вимикає силовий трансформатор. Управління контролером здійснюється від ПЕОМ через інтерфейс RS-232. Випробування установки в діапазоні температур від 100 до 850°C показали, що температура в камері може бути встановлена з точністю не нижче ніж  $\pm 2^\circ\text{C}$ .

Вимірювання показали, що жорсткість стенда склала: на розтягування – 10 Н/мкм, на стискання – 1100 Н/мкм. Отримані технічні характеристики випробувального стенда відповідно до ГОСТ 1497-84 забезпечують можливість проведення тільки 2 повторень виконуваних випробувань.

#### 1.4.2 Устаткування для проведення дослідів з різання

Для отримання даних про сили різання в широкому діапазоні швидкостей і подач використовувалися експериментальні установки підвищеної жорсткості.

Так, для дослідження ортогонального різання застосовувався стенд, розроблений в Інституті металорізальних верстатів Університету Штутгарту (Німеччина) (рис. 1.7).

Стенд дозволяє реалізувати процес прямокутного вільного різання зі швидкістю до 300 м/хв. Максимальна товщина і ширина зрізу залежать від оброблюваного матеріалу і визначаються граничною силою, яку може розвинути лінійний привід столу.

Інструмент жорстко закріплений на нерухомій траверсі у напрямних, які забезпечують можливість переміщення інструмента у напрямі, перпендикулярному до стола стенда. Заготовка у вигляді пластини закріплюється на столі у спеціальному

пристосуванні. Столу надається швидкість головного руху різання. Для вимірювання сили різання на столі встановлений трикомпонентний п'єзометричний динамометр фірми Kistler. Товщина зрізу задається переміщенням різального інструмента на задану величину з контролем зсувів індикатором типу ИЧ-10-0,01.

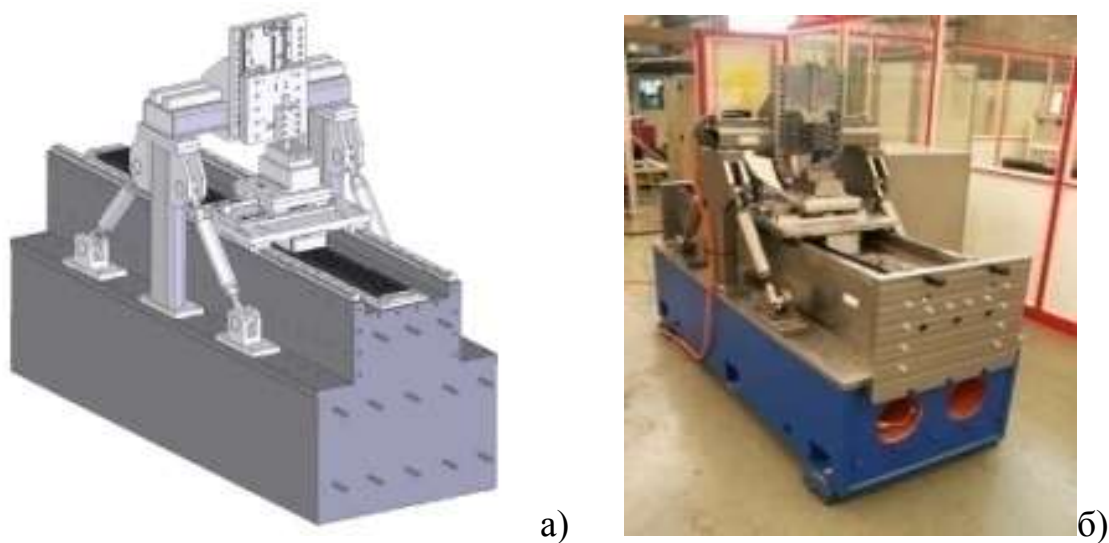


Рисунок 1.7 – Схема станда (а) і його загальний вигляд (б)

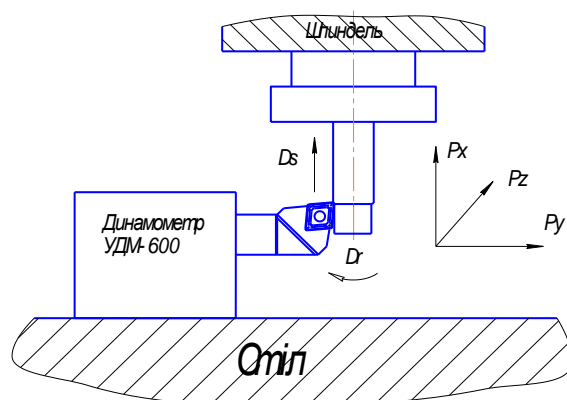


Рисунок 1.8 – Схема вимірювання сили різання на фрезерному верстаті

У випадках, коли кількість і розмір зразків обмежені, для проведення випробувань із різання пропонують використовувати вертикально-фрезерний верстат з ЧПУ із закріпленням випробовуваної заготовки в цанзі. Такий вибір обумовлений значно меншою масою деталей шпинделя, що обертаються, і великою жорсткістю верстата в порівнянні з токарними верстатами за інших однакових умов. Для вимірювання сили різання використовувався динамометр УДМ-600 (рис. 1.8). Реєстрація даних здійснювалася за допомогою ПЕОМ через тензопідсилювач-перетворювач LTR212 у крейті LTR-U-1 компанії L-CARD. Похибка вимірювання сили становила:  $P_z - \pm 20\text{H}$ ,  $P_y - \pm 30\text{H}$ .

## 1.5 Ідентифікація визначального рівняння

1.5.1 Ідентифікація визначального рівняння при нормальній температурі і квазістатичному навантаженні

### 1.5.1.1 Методика проведення випробувань

Випробування проводять відповідно до ГОСТ 1497-84. Як правило, використовують зразки типу IV діаметром  $6 \pm 0,06$  мм з базовою довжиною  $l_0 = 30$  мм. Перед початком випробувань виконують розмітку зразка обводовими рисками з кроком 5 мм.

Випробування проводять при швидкості деформації 160 мкм/с. При цьому швидкість збільшення напруження в пластичній області не перевищує 16 МПа/с. У процесі випробувань реєструють індикаторну діаграму « $P - \Delta l$ ».

Перед випробуванням вимірюють фактичний діаметр зразка. Після випробувань вимірюють відповідно до ГОСТ 1497-84 подовження зразка на базовій довжині  $\Delta l_p$ , діаметр зразка в місці розриву  $d_k$ , діаметр зразка на ділянках рівномірної деформації  $d_\delta$  або радіус кривизни області нерівномірної деформації (шийки) в осьовому перетині після розриву  $R_\phi$ .

### 1.5.1.2 Розрахунок пластичних деформацій і дійсних напружень

Обробка індикаторної діаграми складається з декількох етапів.

Етап 1. Зведення масштабу осі подовжень.

У зв'язку з тим, що значення подовжень в індикаторній діаграмі показують подовження всієї системи, включаючи подовження зразка в цілому, захопленя,

колон і інших елементів, то для оцінки дійсних подовжень зразка на робочій довжині необхідно виконати масштабування значень по осі подовжень. Вважаючи, що подовження у момент розриву на діаграмі і подовження зразка на базовій довжині однакові, визначається наведене подовження  $\Delta l^i$  :

$$\Delta l^i = \Delta l \frac{\Delta l_{\delta}}{\max(\Delta l)}. \quad (1.3)$$

Етап 2. Розрахунок діаграми « $\sigma_{\hat{\alpha} \hat{\alpha}} - \varepsilon$ ».

Розрахунок значень умовних напружень  $\sigma_{\hat{\alpha} \hat{\alpha}}$  й інтенсивності деформацій  $\varepsilon$  виконуємо за формулами [35]:

$$\sigma_{\hat{\alpha} \hat{\alpha}} = \frac{P}{F_0}, \quad \varepsilon = \ln\left(\frac{l_0 + \Delta l}{l_0}\right), \quad (1.4)$$

де  $F_0 = \frac{\pi}{4} d_0^2$ .

Етап 3. Розрахунок дійсних напружень і пластичних деформацій.

Дійсне напруження дорівнює

$$\sigma_{\hat{\alpha} \hat{\alpha}} = \frac{P}{F}, \quad (1.5)$$

де  $F$  - змінна площа поперечного перерізу, яка визначається відносним подовженням і коефіцієнтом поперечної деформації  $\nu'$  [35]:

$$F \approx F_0 (1 - 2\nu' \varepsilon). \quad (1.6)$$

Коефіцієнт поперечної деформації при пружній деформації дорівнює коефіцієнту Пуассона, а за границею пружності поступово збільшується до значення 0,5:

$$\nu' = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{1}{3K} \frac{\sigma_{\hat{\alpha} \hat{\alpha}}}{\varepsilon} \right). \quad (1.7)$$

Тоді дійсне напруження може бути знайдене з рівняння [35]:



$$\sigma_{\varepsilon} = \frac{2}{3K} \left[ \sqrt{(1-\varepsilon)^2 + \frac{4}{3} \frac{\sigma_{\hat{\alpha} \hat{\alpha}}}{K}} - (1-\varepsilon) \right], \quad (1.8)$$

де  $K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$  - об'ємний модуль пружності;  $E$  - модуль пружності. Внаслідок того, що при малих деформаціях жорсткість випробувального стенда значно менша за номінальну через неминучу наявність зазорів у системі при малих зусиллях, то і модуль пружності, що відповідає вимірній діаграмі, в умовних напруженнях більший за фактичний. Тому при розрахунку  $\sigma_{\varepsilon}$  необхідно визначити  $E$  безпосередньо з діаграми « $\sigma_{\hat{\alpha} \hat{\alpha}} - \varepsilon$ » методом лінійної апроксимації початкової її частини. Отримане значення  $E$  відображає середнє значення пружності всієї випробувальної системи при малих навантаженнях.

Дійсні пластичні деформації можуть бути обчислені рівнянням

$$\varepsilon_{\varepsilon}^p = \varepsilon - \frac{\sigma_{\varepsilon}}{A}. \quad (1.9)$$

Обчислені значення  $\varepsilon_{\varepsilon}^p$  справедливі тільки на етапі рівномірної деформації, тобто до значень, близьких до 0,2-0,3. При великих значеннях  $\varepsilon_{\varepsilon}^p$ , як правило, відбувається втрата стійкості і утворюється шийка, в межах якої деформація нерівномірна.

Етап 5. Розрахунок відносного подовження  $\delta$ , відносного звуження  $\psi$ , поправки  $\eta$  на нерівномірність деформації.

Відносне подовження обчислюється за формулою

$$\delta = \frac{\Delta l}{l_0}. \quad (1.10)$$

Відносне звуження —

$$\psi = \frac{F_0 - F_k}{F_k}, \quad (1.11)$$

де  $F_k = \frac{\pi}{4} d_k^2$  - площа поперечного перерізу зразка в місці розриву.

Етап 6. Визначення границі плинності  $\sigma_{0,2}$ , границі міцності  $\sigma_{\hat{A}}$ , дійсного напруження при руйнуванні  $S_k$ , дійсних пластичних деформацій при руйнуванні.

Для визначення границі плинності  $\sigma_{0,2}$  при  $\varepsilon_{\hat{e}}^p = 0,002$  знаходять на діаграмі « $\sigma_{\hat{e}} - \varepsilon_{\hat{e}}^{\delta}$ » точку з абсцисою  $\varepsilon_{\hat{e}}^p = 0,002$  і визначають відповідне значення  $\sigma_{0,2}$  і на осі ординат.

Для визначення границі міцності  $\sigma_{\hat{A}}$  на діаграмі « $\sigma_{\hat{e}} - \varepsilon_{\hat{e}}^{\delta}$ » знаходять максимальне значення  $\sigma_{\hat{e}}$ , яке і є значенням  $\sigma_{\hat{A}}$ . На осі абсцис цієї діаграми зчитують значення  $\varepsilon_{\hat{e}}^{\delta}$ .

З аналізу напруженого стану шийки М. М. Давиденков і Н. І. Спиридонова [35] встановили, що дійсне напруження при руйнуванні визначається рівнянням

$$S_k = \frac{P_k}{F_k} \eta, \quad (1.12)$$

де  $P_k$  - сила в момент руйнування.

Коефіцієнт  $\eta$  може бути обчислений за формулою

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + \frac{d_k}{8R_{\phi}}\right)}. \quad (1.13)$$

За відсутності даних про радіус кривизни шийки величина  $\eta$  може бути оцінена з виразу, що апроксимує діаграму на рис. 64 з [35]:

$$\eta = 0,2493e^{-1,1408 \ln(F_{\delta}/F_k)}, \quad (1.14)$$

де  $F_{\delta} = \frac{\pi}{4} d_{\delta}^2$  - площа перерізу зразка на ділянці рівномірної деформації.

Дійсна пластична деформація при розриві обчислюється за формулою в припущенні про незначну частку пружної деформації

$$\varepsilon_{\varepsilon k}^p \approx \ln \frac{F_0}{F_k} = \ln(\psi + 1). \quad (1.15)$$

Таким чином, визначені критичні точки діаграми деформування:

$$\begin{aligned} 1 - (\varepsilon_{\varepsilon}^p = 0.002; \sigma_{\varepsilon} = \sigma_{0,2\varepsilon}), \\ 2 - (\varepsilon_{\varepsilon}^p = \varepsilon_{\varepsilon a}^p; \sigma_{\varepsilon i a} = \sigma_a);, \\ 3 - (\varepsilon_{\varepsilon}^p = \varepsilon_{\varepsilon k}^p; \sigma_{\varepsilon} = S_k), \end{aligned} \quad (1.16)$$

а також діаграма « $\sigma_{\varepsilon} - \varepsilon_{\varepsilon}^{\delta}$ » у межах рівномірної пластичної деформації.

### 1.5.1.3 Ідентифікація коефіцієнтів визначального рівняння

Ідентифікація коефіцієнтів визначального рівняння може бути виконана двома способами.

Спосіб 1. Апроксимація діаграми « $\sigma_{\varepsilon} - \varepsilon_{\varepsilon}^{\delta}$ ». Відповідно до цього способу визначення коефіцієнтів рівняння (1.19) здійснюється методом найменших квадратів шляхом мінімізації функціонала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N (\sigma_s(\varepsilon_{\varepsilon i}^p, A, B, n) - \sigma_{\varepsilon i})^2 \rightarrow \min. \quad (1.17)$$

Застосування цього способу дозволяє отримати визначальне рівняння, що точно описує поведінку матеріалу в діапазоні малих пластичних деформацій. Екстраполяція значень напружень на великі пластичні деформації може давати достатньо значні похибки (див. рис. 1.9).

Спосіб 2. Побудова визначального рівняння за трьома характерними точками. Відповідно до цього способу коефіцієнти визначального рівняння визначаються так, щоб діаграма деформації, що апроксимується, проходила через три характерні точки вимірної діаграми деформації 1, 2, 3. У цьому випадку похибка апроксимації

напруження буде мінімальною як при малих і середніх пластичних деформаціях, так і при великих.

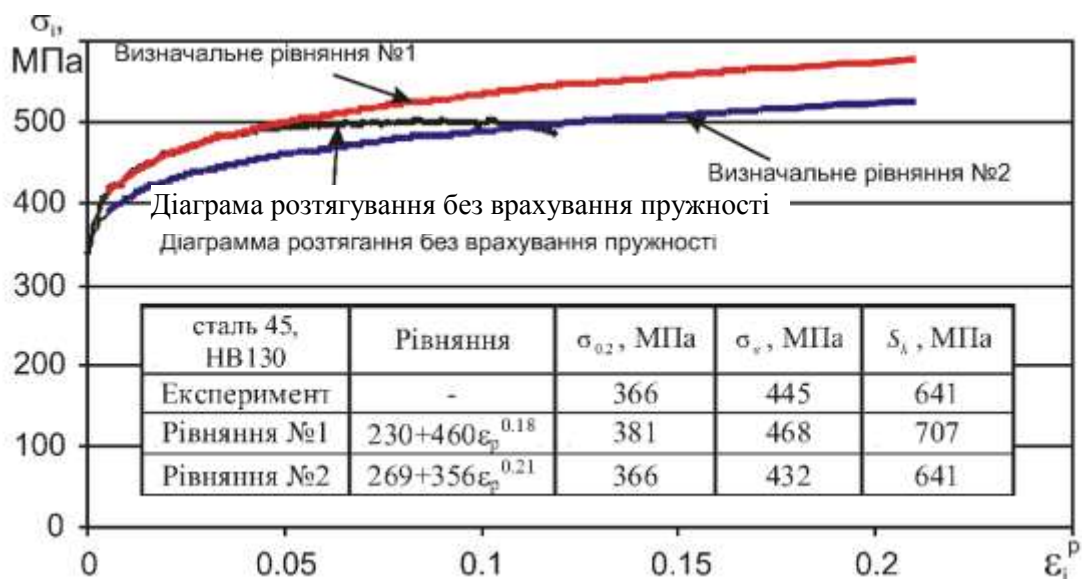


Рисунок 1.9 – Порівняння визначальних рівнянь за точністю опису діаграми « $\sigma_s - \varepsilon_s^p$ » в різних діапазонах пластичних деформацій

Припустимо, що визначальне рівняння задане рівнянням

$$\sigma_s = A + B(\varepsilon^p)^n, \quad (1.18)$$

де  $A, B, n$  – параметри, що підлягають визначенню.

Для характерної точки 1 кривої зміцнення можна записати

$$\sigma_s(0,002) = A + B(0,002)^n. \quad (1.19)$$

Тоді маємо перше рівняння системи

$$\sigma_{0.2s} = A + B(0,002)^n. \quad (1.20)$$

Подальша деформація зразка призводить до збільшення величини пластичної деформації. У момент початку утворення шийки (т. 2) умовне напруження досягає свого максимуму і тому можна записати другу умову [35]:

$$\frac{d\sigma_s}{d\varepsilon^p} = \frac{\sigma_s}{1 + \varepsilon^p} = \sigma_a. \quad (1.21)$$

Враховуючи зв'язок дійсного та умовного напружень [35]:

$$\sigma_S = \sigma_{\hat{\sigma} \hat{\sigma}} (1 + \varepsilon^p). \quad (1.22)$$

Враховуючи (1.26) та

$$\frac{d}{d\varepsilon^p} \left( A + B(\varepsilon^p)^n \right) = Bn(\varepsilon^p)^{n-1}, \quad (1.23)$$

отримуємо два рівняння:

$$Bn(\varepsilon_{\hat{\sigma}}^p)^{n-1} (1 + \varepsilon_{\hat{\sigma}}^p) = A + B(\varepsilon_{\hat{\sigma}}^p)^n \quad \text{і} \quad (1.24)$$

$$Bn(\varepsilon_{\hat{\sigma}}^p)^{n-1} = \sigma_{\hat{\sigma}}. \quad (1.25)$$

Для того щоб зменшити похибку апроксимації при великих пластичних деформаціях, розглянемо напруження в момент руйнування:

$$S_k = \sigma_S(\varepsilon_{\hat{\sigma}k}^p) = A + B(\varepsilon_{\hat{\sigma}k}^p)^n. \quad (1.26)$$

В результаті маємо систему з 4 рівнянь: (1.19), (1.24), (1.25), (1.26), яка містить невідомі  $\hat{A}, \hat{A}, n$ . Надмірність рівнянь дозволяє зменшити вплив невизначеності експериментальних даних, що неминуче будуть мати місце. Визначення невідомих параметрів здійснюється мінімізацією функціоналу

$$\begin{aligned} \Phi = & \left( \sigma_{0.2\hat{\sigma}} - \left( A + B(0.002)^n \right) \right)^2 + \left( Bn(\varepsilon_{\hat{\sigma}}^p)^{n-1} (1 + \varepsilon_{\hat{\sigma}}^p) - \left( A + B(\varepsilon_{\hat{\sigma}}^p)^n \right) \right)^2 + \\ & + \left( Bn(\varepsilon_{\hat{\sigma}}^p)^{n-1} - \sigma_{\hat{\sigma}} \right)^2 + \left( S_k - \left( A + B(\varepsilon_{\hat{\sigma}k}^p)^n \right) \right)^2 \rightarrow \min. \end{aligned} \quad (1.27)$$

Для пошуку розв'язку в роботі використана надбудова «Пошук розв'язку» програми MS Excel.

### 1.5.1.4 Ідентифікація визначального рівняння за стандартними механічними характеристиками

На практиці часто бувають відомі лише стандартні механічні характеристики матеріалу  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$ ,  $\delta$ ,  $\psi_K$ , обумовлені ГОСТ 1497-84. У першому наближенні для металів визначення констант визначального рівняння може бути здійснено, розв'язуючи систему рівнянь відносно  $A$ ,  $B$ ,  $n$ ,  $\varepsilon_\phi^p$ , що виходить зі співвідношень п. 1.5.1.3:

$$\begin{cases} \sigma_{0,2}(1 + 0.002) = A + B(0.002)^n, \\ Bn(\varepsilon_\phi^p)^{n-1}(1 + \varepsilon_\phi^p) = A + B(\varepsilon_\phi^p)^n, \\ Bn(\varepsilon_\phi^p)^{n-1} = \sigma_a, \\ A + B\left(\frac{\psi_K}{1 - \psi_K}\right)^n = \begin{cases} \sigma_a(1 + 1.35\psi_{\hat{E}}) \text{ і } \text{д} \text{è } \psi_B \leq 15\%, \\ \sigma_a(0.8 + 2.06\psi_{\hat{E}}) \text{ і } \text{д} \text{è } \psi_B > 15\%. \end{cases} \end{cases} \quad (1.28)$$

з урахуванням

$$\varepsilon_K^p = \frac{F_0}{F_K} - 1 = \frac{\psi_K}{1 - \psi_K},$$

де  $\psi_K = 1 - \frac{F_K}{F_0}$  - відносне звуження після руйнування;  $\psi_B$  - відносне звуження в

момент утворення шийки. У цій системі врахована емпірична умова зв'язку істинних напружень у момент руйнування з границею міцності і відносним звуженням при руйнуванні. Ці емпіричні залежності отримані для матеріалів, які руйнуються з утворенням шийки [36]. Для більшості металів  $\psi_B \leq 15\%$ . Для алюмінію, міді, деяких латуней і аустенітних сталей  $\psi_B > 15\%$ .

Ця система зводиться до системи з двох рівнянь, якщо припустити  $A \approx \sigma_{0,2}$ .

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{\hat{a}} \left( 1 + \left( \frac{\sigma_{\hat{a}}}{Bn} \right)^{\frac{1}{n-1}} \right) = \sigma_{0.2} + B \left( \frac{\sigma_{\hat{a}}}{Bn} \right)^{\frac{n}{n-1}}, \\ \sigma_{0.2} + B \left( \frac{\psi_K}{1 - \psi_K} \right)^n = \begin{cases} \sigma_{\hat{a}} (1 + 1.35\psi_{\hat{E}}) \text{ і } \text{д} \text{è } \psi_B \leq 15\%, \\ \sigma_{\hat{a}} (0.8 + 2.06\psi_{\hat{E}}) \text{ і } \text{д} \text{è } \psi_B > 15\%, \end{cases} \end{array} \right. , \quad (1.29)$$

яка містить тільки невідомі  $B$  і  $n$ . Ця система трансцендентних рівнянь може бути розв'язана чисельно. Для цього в роботі використана надбудова «Пошук розв'язку» програми MS Excel.

Для оцінки помилки, з якою визначаються параметри моделі матеріалу, в роботі виконано моделювання вимірювання твердості за Брінелем методом вдавлювання сферичного індентора за методикою для матеріалів різних груп, механічні властивості яких наведено в марочнику сталей [1]. Отримана величина твердості порівнювалася з експериментально вимірюваною величиною, що відповідає використаним механічним властивостям, і яка наведена у тому самому довіднику. Результати цих досліджень подані в таблиці 1.3.

Аналіз отриманих результатів показує, що для всіх конструкційних матеріалів похибка прогнозування твердості шляхом модельного вдавлювання сферичного індентора відповідно до ГОСТ 9012-59 за визначеними константами визначального рівняння не перевищує 21% (рис. 1.10). Разом з тим існує екстремальна залежність між твердістю матеріалу й похибкою прогнозування цієї твердості: мінімальна похибка (близько 15%) має місце у діапазоні твердості від 2000 до 5000 МПа, що обумовлене мінімальною похибкою апроксимації визначального рівняння.

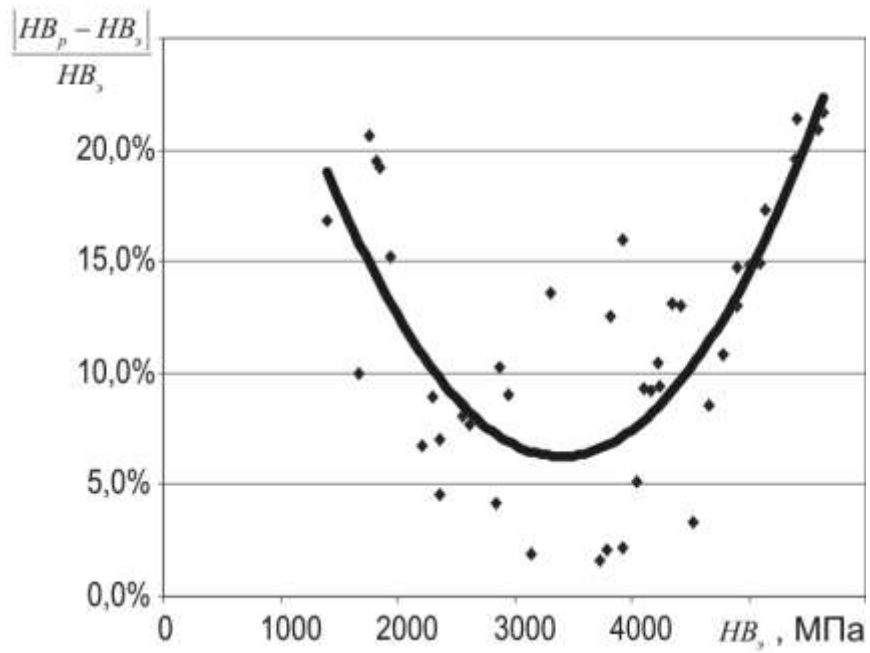


Рисунок 1.10 – Вплив твердості матеріалу на похибку прогнозування його твердості



Таблиця 1.3 – Похибка прогнозування твердості для різних сталей

Марка сталі	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\psi_K$ , %	A, МПа	B, МПа	n	HB <sub>30</sub> , МПа	HB <sub>10</sub> , МПа	Похибка
09Г2	930	780	40	745	845	0,512	3306	2857	13,6%
12Х18Н10Т	650	315	80	141	984	0,279	1668	1834	10,0%
12ХН3А	1370	1270	60	1241	981	0,571	3924	3840	2,1%
13Х11Н2В2МФ	1520	1330	55	1278	1236	0,511	4238	3840	9,4%
14ХГС	1270	1000	40	925	1237	0,452	3826	3346	12,5%
15ХСНД	1450	1220	56	1151	1245	0,467	4169	3784	9,2%
20	350	175	55	47	537	0,23	1403	1167	16,8%
20	470	245	48	185	675	0,391	1756	1393	20,7%
20Х12ВНМФ	950	830	60	794	757	0,492	2845	2965	4,2%
20Х13	780	650	64	605	661	0,432	2354	2462	4,6%
20Х13	1020	920	60	891	769	0,53	2874	3169	10,2%
20Х13	1600	1300	50	1212	1467	0,453	4346	3777	13,1%
25	530	275	38	113	779	0,252	1933	1638	15,2%
30	680	490	64	403	711	0,338	1854	2210	19,2%
30ХГСА	1040	940	62	910	773	0,525	2943	3208	9,0%
30ХГСА	1420	1320	56	1293	1040	0,592	4042	3836	5,1%
30ХГСА	1700	1570	44	1542	1358	0,628	4777	4258	10,9%
30ХГСА	1700	1570	44	1542	1358	0,628	4777	4259	10,9%
33ХС	1750	1610	48	1578	1370	0,605	5003	4259	14,9%
35	760	600	60	542	707	0,403	2217	2366	6,7%
35Г2	1040	950	55	926	790	0,567	3149	3209	1,9%
35Х	880	760	50	729	744	0,512	2570	2789	8,5%
35ХМ	1570	1390	44	1350	1320	0,563	4415	3840	13,0%
38Х2МЮА	1810	1660	43	1629	1467	0,62	5396	4338	19,6%
38ХА	1310	1220	38	1203	1081	0,67	3728	3666	1,7%
38ХГН	1780	1580	36	1542	1556	0,598	4895	4259	13,0%
38ХГН	1780	1580	28	1552	1679	0,66	4895	4259	13,0%
38ХН3МА	1710	1520	48	1475	1403	0,554	4660	4259	8,6%
38ХС	1960	1670	40	1604	1752	0,529	5592	4420	21,0%
40	930	750	45	700	871	0,46	2619	2822	7,7%
40Х	1760	1560	35	1523	1550	0,601	5415	4259	21,3%
40Х2Н2МА	1400	1230	49	1188	1162	0,536	4218	3778	10,4%
40ХН	1370	1220	41	1188	1161	0,582	3796	3718	2,1%
40ХН2МА	1750	1600	50	1564	1366	0,588	5150	4259	17,3%
40ХС	1960	1670	40	1604	1752	0,529	5641	4420	21,6%
45	680	470	52	381	754	0,344	1815	2168	19,5%
45	840	590	50	490	916	0,36	2296	2502	9,0%
45Г	1310	1230	42	1213	1041	0,668	4101	3718	9,3%
45Х	1710	1490	27	1460	1666	0,65	4905	4183	14,7%
50	830	600	50	513	877	0,372	2354	2519	7,0%
50Г	880	740	50	702	771	0,484	2551	2756	8,1%
50Х	1810	1670	30	1649	1622	0,704	5101	4338	15,0%
60С2А	2160	1960	36	1923	1851	0,633	4532	4685	3,4%
ШХ15	1270	1030	34	1024	1497	0,892	3924	3299	15,9%

## 1.5.2 Ідентифікація поправки на температуру деформації

### 1.5.2.1 Методика проведення випробувань

Підготовку зразків і проведення випробувань при підвищених температурах здійснюють відповідно до ГОСТ 9651-84. Як правило використовуються зразки типу IV діаметром  $6 \pm 0,06$  мм з базовою довжиною  $l_0 = 30$  мм. Перед початком випробувань виконують розмітку зразка обводними рисками з кроком 5 мм.

Нагрів зразків здійснюють східчасто, сходишками по  $100^\circ\text{C}$  з витримкою по 1-2 хвилини для стабілізації температури. Після досягнення температури випробувань здійснюють витримка протягом 10-15 хвилин так, щоб загальний час перебування зразка при підвищеній температурі дорівнював 30 хвилин.

Випробування проводять при швидкості деформації 160 мкм/с. При цьому швидкість збільшення напруження в пластичній області не перевищує 16 МПа. В процесі випробувань реєструють індикаторну діаграму « $P - \Delta l$ ».

Перед випробуванням вимірюють фактичний діаметр зразка. Після випробувань вимірюються відповідно до ГОСТ 1497-84 подовження зразка на базовій довжині  $\Delta l_p$ , діаметр зразка в місці розриву  $d_k$ , діаметр зразка на ділянках рівномірної деформації  $d_s$  або радіус кривизни області нерівномірної деформації (шийки) в осьовому перетині після розриву  $R_\phi$ .

### 1.5.2.2 Розрахунок коефіцієнта впливу температури

Після проведення випробувань визначають коефіцієнти  $\hat{A}, \hat{A}, n$  визначального рівняння для кожної температури випробувань відповідно до методики, описаної у попередньому пункті.

Для визначення коефіцієнта  $m$  визначального рівняння обчислюються поправки на температуру для кривих зміцнення для кожної температури:

$$K_T(\varepsilon^p) = \frac{\sigma_s^T(\varepsilon^p)}{\sigma_s^{20^\circ C}(\varepsilon^p)}. \quad (1.30)$$

У діапазоні  $\varepsilon^p \in [0; 4]$  знаходиться середнє значення поправки на температуру  $\bar{K}_T$  для кожної температури випробувань. Отриману область точок апроксимують виразом

$$K_T(T) = \left( 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_{i\varepsilon} - T_0} \right)^m \right), \quad (1.31)$$

де  $T_0$  - нормальна температура;  $T_{i\varepsilon}$  - температура плавлення досліджуваного матеріалу, і знаходять невідомий коефіцієнт  $m$ .

### 1.5.3 Ідентифікація поправки на швидкість деформації

#### 1.5.3.1 Теоретичні передумови

Відомо, що зона первинних деформацій зі збільшенням швидкості різання концентрується у вузькій області. Вводячи припущення щодо товщини цієї області, значно меншої за її протяжність, та відносно форми цієї області, близької до площини, для оцінки швидкості деформації можна використовувати схему зони стружкоутворення з єдиною площиною зсуву (рис. 1.11) [37]. У цьому випадку інтенсивність деформації дорівнює

$$\varepsilon = \frac{K_L^2 - 2K_L \sin \gamma + 1}{\sqrt{3K_L \cos \gamma}}, \quad (1.32)$$

а інтенсивність швидкостей деформації дорівнює [38]

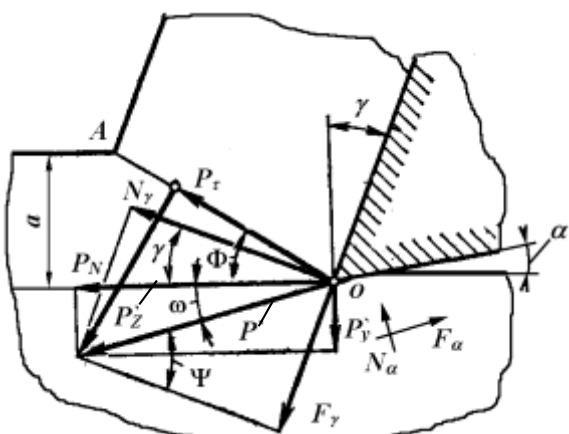


Рисунок 1.12 – Спрощена схема процесу стружкоутворення

$$\dot{\epsilon} = \frac{V_\tau}{\Delta y \sqrt{3}}, \quad (1.33)$$

де  $\Delta y$  - товщина умовної площини зсуву;

$V_\tau = V \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma)}$  - швидкість, з якою

здійснюється зсув в умовній площині зсуву;

$\Phi = \arctan\left(\frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}\right)$  - кут зсуву;  $K_L$  -

коефіцієнт укорочення стружки. Параметри

$\Delta y$  та  $K_L$  є характеристиками процесу деформації і повинні бути виміряні за результатами випробувань на різання.

У випадку неможливості вимірювання параметра  $\Delta y$  його величина може бути оцінена з рівняння

$$a / (10 \sin \Phi) \leq \Delta y \leq a / (2 \sin \Phi), \quad (1.34)$$

де ліва частина запропонована Р. Л. В. Oxley [37], а права – Г.Л. Куфарьовим [39].

Дотичні напруження, що призводять до зсуву в умовній площині зсуву, можуть бути обчислені за формулою (рис. 1.12) [40]:

$$\tau_{oA} = \frac{P_\tau}{l_{oA} b} = \frac{P_\tau \sin \Phi}{ab}, \quad (1.35)$$

де  $P_\tau = P_{zy} \cos \Phi - P_{yy} \sin \Phi$  - сила в площині зсуву;  $P_{zy}$ ,  $P_{yy}$  - проєкції сили різання на передній поверхні на осі координат.

Визначити  $P_{zy}$ ,  $P_{yy}$  можливо відніманням від виміряних проєкцій сили різання проєкцій сили різання на задній поверхні  $P_{z\alpha}$ ,  $P_{y\alpha}$ , отриманих методом екстраполяції значень сили на нульову товщину [40].

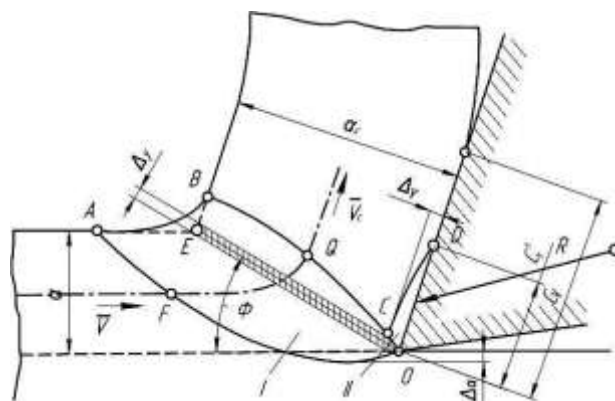


Рисунок 1.11 – Модель зони стружкоутворення (за М. М. Зоревим [38])

Тоді еквівалентне напруження течії в умовній площині зсуву [35]:

$$\sigma_s = \tau_{OA} \sqrt{3}. \quad (1.36)$$

З іншого боку, еквівалентне напруження течії в площині зсуву може бути визначене з визначального рівняння (1.1). Групуємо члени рівняння за впливом різних чинників, отримуємо

$$\sigma_s = K_\varepsilon \cdot K_{\dot{\varepsilon}} \cdot K_T. \quad (1.37)$$

Коефіцієнт впливу величини деформації можна обчислити за формулою

$$K_\varepsilon = A + B\varepsilon^n, \quad (1.38)$$

де  $\varepsilon$  визначається за формулою (1.32);  $A, B, n$  – відомі з випробувань за нормальних умов.

Коефіцієнт впливу температури можна обчислити для тих випадків випробувань, коли справедливе припущення про адіабатичність деформацій в умовній площині зсуву [39]. Тоді приріст абсолютної температури в площині зсуву дорівнює

$$\Delta T = \chi(1 - \beta) \frac{\sigma_s \varepsilon}{C_m \rho}, \quad (1.39)$$

де  $C_m$  - масова теплоємність;  $\rho$  - густина;  $\sigma_s$  - еквівалентне напруження за формулою (1.36);  $\beta$  - коефіцієнт ( $0 < \beta \leq 1$ ), який враховує, що не вся робота деформації перетвориться в тепло;  $\chi$  - коефіцієнт ( $0 < \chi \leq 1$ ), який враховує, що не вся робота деформації здійснюється в умовній площині зсуву. Для випадку адіабатичної деформації  $\chi = 1$ . Узагальнюючи роботи різних дослідників, Р. L.V Oxley показав, що

$$\beta = \begin{cases} 0,5 - 0,35 \lg(R_T \tan \Phi) \text{ і } \text{д} \text{è } 0,04 \leq R_T \tan \Phi \leq 10,0 \\ 0,3 - 0,15 \lg(R_T \tan \Phi) \text{ і } \text{д} \text{è } R_T \tan \Phi > 10,0 \end{cases}, \quad (1.40)$$

де  $R_T = \frac{C_m \rho}{\lambda} Va$  - безрозмірний комплекс. Приблизні значення комплексу  $R_T$  і коефіцієнта  $\beta$  для випадку обробки різних матеріалів при традиційних режимах різання подані у таблиці 1.4.

Таблиця 1.4 – Значення комплексу  $R_T$  і коефіцієнта  $\beta$  для випадку токарної обробки різних матеріалів при традиційних режимах різання

Матеріал	$V$ , м/с	$a$ , мм	$C_m$ , Дж/(кг°C) при 300°C	$\lambda$ , Вт/(м°C)	$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	$R_T$	$\beta$
Сталь 45	1	0,1	536	44	7735	9,4	0,16-0,24
	3	0,1				28,3	0,08-0,12
Сталь 12Х18Н10Т	1	0,1	538	19	7900	22,4	0,10-0,13
	3	0,1				67,1	0,03-0,06
ВТ22	1	0,1	586	11,7	4600	23,0	0,10-0,13
	3	0,1				69,1	0,02-0,06
ВТ1-0	1	0,1	540	18,9	4505	12,9	0,11-0,20
	3	0,1				38,6	0,06-0,10

Гомологічна температура дорівнює

$$T^* = \frac{\Delta T}{T_{i\dot{\epsilon}} - T_0}. \quad (1.41)$$

Тоді коефіцієнт впливу температури —

$$K_T = (1 - T^{*m}), \quad (1.42)$$

де  $m$  відомо з випробувань на розтягування при підвищених температурах.

Враховуючи, що коефіцієнт впливу швидкості деформації дорівнює

$$K_{\dot{\epsilon}} = \left( 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right), \quad (1.43)$$

невідомий коефіцієнт  $C$  можна знайти з виразу

$$C = \left( 1 - \frac{\sigma_s}{K_{\epsilon} K_T} \right) / \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right), \quad (1.44)$$

де  $\sigma_s$  знаходиться з виразу (1.36).

### *1.5.3.2 План експерименту з ортогонального різання*

Враховуючи велику невизначеність показників процесу різання, для зменшення похибки вимірювання коефіцієнта  $C$  запропоновано визначати коефіцієнт  $C$  з декількох дослідів з ортогонального різання, з режимом різання в широкому діапазоні швидкостей різання. Тому, припускаючи нелінійну залежність швидкості деформації від швидкості різання, слід використовувати мінімум 3 різних швидкості різання у досліджуваному діапазоні.

Оскільки необхідно визначати сили різання на задній поверхні шляхом екстраполяції сил на нульову товщину, припускаючи нелінійну залежність сили різання від товщини зрізу, кількість різних подач повинна бути не меншою ніж 3 для кожної вибраної швидкості різання.

Таким чином, мінімальна кількість дослідів дорівнює  $3 \times 3 = 9$ : для трьох рівномірно розподілених значень у досліджуваному діапазоні швидкостей різання і трьох рівномірно розподілених у досліджуваному діапазоні подач. Мінімальна і достатня кількість повторень дослідів дорівнює 3.

### *1.5.3.3 Проведення експерименту і розрахунок поправки на швидкість деформації*

Згідно з розробленим планом експерименту проводять дослід з різання відповідно до методики, описаної в попередньому пункті. У ході дослідів вимірюють проекції сили різання  $P_z$  та  $P_y$ , коефіцієнт укорочення  $K_L$  (потовщення  $K_a$ ) і товщину зони зсуву  $\Delta u$  як відстань між елементами стружки. У разі неможливості вимірювання  $\Delta u$  оцінюють її величину за формулою (1.34).

Для кожного  $i - \tilde{a}_i$  повторення досліду обчислюють  $\sigma_s$  за формулою (1.39),  $K_\varepsilon$  - (1.38),  $K_T$  - (1.42),  $\dot{\varepsilon}$  - (1.33). За формулою (1.44) обчислюють коефіцієнт  $C_i$ . Коефіцієнт  $C$ , що відображає середній вплив швидкості деформації, обчислюють як середнє арифметичне за всіма розрахованими значеннями  $C_i$  для кожного повторення всіх проведених дослідів.

## 1.6 Ідентифікація рівняння пластичності

### 1.6.1 Ідентифікація рівняння пластичності при нормальній температурі і квазістатичних випробуваннях

За нормальних умов може бути визначений вплив показника напруженого стану на величину пластичної деформації при руйнуванні у формі

$$\varepsilon_u^p = D_1 + D_2 e^{-D_3 \sigma^*}, \quad (1.45)$$

де  $D_1, D_2, D_3$  - невідомі коефіцієнти. Тому для ідентифікації параметрів рівняння пластичності необхідні досліди з деформації зразків при різних показниках напруженого стану. Для визначення вказаних трьох констант необхідно принаймні три точки експериментальної кривої  $\varepsilon_u^p = \varepsilon_u^p(\sigma^*)$ , відстань між якими найбільша.

Розглянемо отримання необхідних даних з дослідів на розтягування і стискання. Досліди з розтягування циліндричних зразків забезпечують величину показника напруженого стану за даними М.М. Давиденкова та Н. І. Спиридонової, на рівні [33]

$$\sigma^* = \frac{p}{\sigma_s} = -\frac{1}{\sqrt{3}} \left( 1 + \frac{3}{4} \cdot \frac{d}{R} \right), \quad (1.46)$$

де  $R$  - радіус кривизни зразка в осьовому перерізі;  $d$  - діаметр зразка в місці вимірювання кривизни;  $p$  - гідростатичний тиск ( $p > 0$  при стисненні).



Величина ефективної пластичної деформації, що має місце при заданій конфігурації циліндричного зразка, з точністю експерименту визначається за формулою (1.15).

Тоді з дослідів на розтягування маємо точку 1:  $(\sigma_1^* = \sigma^*(d_k, R_\phi); \varepsilon_{\varepsilon_1}^p(d_k))$ .

Досліди на стискання відповідно до ГОСТ 25.503-97 дозволяють отримати ще одну точку. Дійсно, при стисканні циліндричних зразків діаметром  $d_0$  показник напруженого стану визначається, як експериментально встановив Г. А. Смірнов-Аляєв, кривою 2 на рисунку 1.14, а ступінь деформації зсуву – кривою 1 або залежністю

$$\varepsilon_u^p \approx \frac{2,472}{\sqrt{3}} \ln \frac{d_a}{d_0} = \frac{1,236}{\sqrt{3}} \ln \frac{h_0}{h}. \quad (1.47)$$

Апроксимація кривої 2 (рис. 1.14) може бути задана виразом

$$\sigma^* = \sqrt{3}(-0,4324x^3 + 2,326x^2 - 3,6128x + 1,1452), \quad (1.48)$$

де  $x = \frac{d_\phi}{d_0}$ .

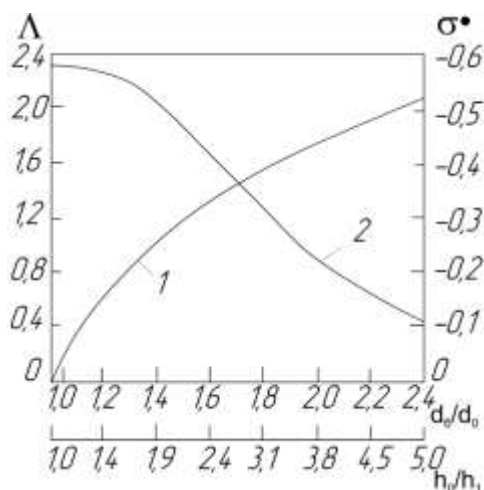


Рисунок 1.14 – Ступінь деформації зсуву  $\Lambda = \sqrt{3}\varepsilon_u^p$  (1) і середній показник напруженого стану на бічній поверхні циліндрів (2), що осаджені між змащеними плоскими бойками (за даними Г. А. Смірнова-Аляєва [33])

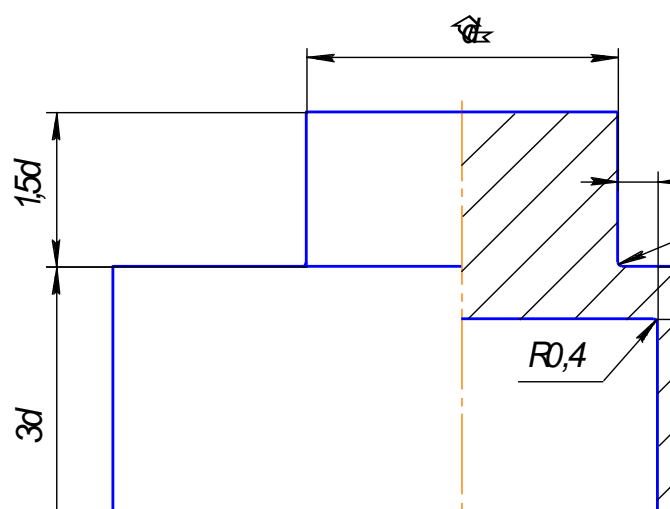


Рисунок 1.13 – Зразок для дослідження на стискання. Тип I.

Таким чином, проводячи стискання зразків до появи видимої незброєним оком тріщини і вимірюючи діаметр зразка по бочці та/або його висоту, отримуємо ще одну точку – точку 2:  $\sigma_2^* = \sigma^*(d_\delta / d_0); \varepsilon_{u2}^p(d_\delta / d_0)$ .

Для отримання третьої точки пропонується виконати випробування на стискання спеціальних зразків. Так, відоме застосування порожніх зразків (рис. 1.13) [41], що зумовлюють показник напруженого стану в місці зрізу  $\sigma^* \rightarrow 0$ . Для вибору розмірів зразка, що забезпечують найменшу нерівномірність показника напруженого стану в процесі деформації проведено дослідження впливу діаметра  $d$ , товщини стінки  $h$  і зазору  $\delta$  на середню величину показника напруженого стану і його середнє квадратичне відхилення від середнього в процесі стискання зразка. Діапазон зміни чинників був прийнятий відповідно до таблиці 1.5. Для побудови моделі впливу вказаних чинників був проведений повнофакторний експеримент  $2^3$  другого порядку. План експерименту і його результати подані в таблиці 1.6. Експеримент проводився методом імітаційного моделювання в програмі LS-DYNA. Розв'язувалося вісесиметричне завдання стискання зразка (рис. 1.13) між двома абсолютно жорсткими плитами. В області передбачуваного руйнування розмір скінченного елемента брався таким, що дорівнює 5 мкм. Коефіцієнт тертя на торцях зразка брався таким, що дорівнює 0,3. Для визначеності матеріал зразка у випробуваннях був вибраний сталлю 45. Модель матеріалу - за S. P. Jaspers [42]. Деформація зразка моделювалася в діапазоні ефективної пластичної деформації від 0 до 2,5.

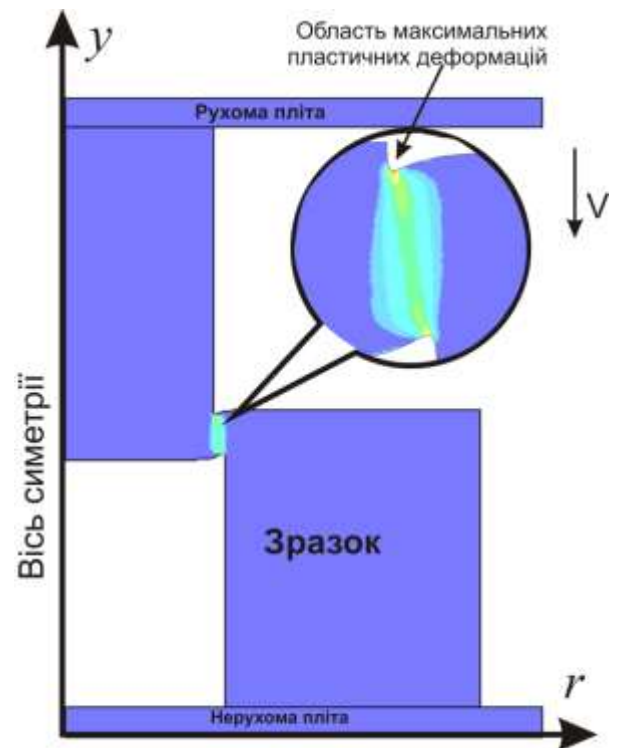


Рисунок 1.15 – Область найбільших пластичних деформацій

Таблиця 1.5 – Рівні зміни факторів у модельному експерименті зі стиснення зразка типу I

Рівень фактору	$d$ , мм	$h$ , мм	$\delta$ , мм
0	10,0	2,0	0,1
+1	14,11	2,823	0,1823
-1	3,88	1,167	0,0167
+1.215	15	3	0,2
-1.215	5	1	0

Показник напруженого стану визначався як середнє в області з елементів з величиною накопиченої пластичної деформації, не менше 80% максимальної величини (рис. 1.15). Середнє значення показника напруженого стану в процесі деформації визначалося за формулою

$$\bar{\sigma}^* = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \sigma_i^*, \quad (1.49)$$

де  $N = \tau / \Delta\tau$  - кількість точок дискретизації за часом у момент часу,  $\Delta\tau$  - крок дискретизації.

Шляхом обробки даних модельного експерименту отримана модель

$$\bar{\sigma}^*(d, h, \delta) = 0,374 - 0,140d + 0,104h - 0,0882\delta + 0,0092dh + 0,0638h\delta + 0,0338d\delta + 0,0576d^2 + 0,00166h^2 + 0,0198\delta^2. \quad (1.50)$$

Таблиця 1.6 – План та результати модельного експерименту зі стискання зразків типу I

Номер випробування	Рівень $d$	Рівень $h$	Рівень $\delta$	$\bar{\sigma}^*$
1	1	1	1	0,3525
2	1	1	-1	0,4453
3	1	-1	1	0,1782
4	1	-1	-1	0,2737
5	-1	1	1	0,6527
6	-1	1	-1	0,6279
7	-1	-1	1	0,2629
8	-1	-1	-1	0,7455
9	1,215	0	0	0,2895
10	-1,215	0	0	0,6844
11	0	1,215	0	0,6184
12	0	-1,215	0	0,1903
13	0	0	1,215	0,2995
14	0	0	-1,215	0,5628
15	0	0	0	0,2876

Графічне зображення отриманої моделі подане на рисунку 1.17. Аналіз продемонстрував, що руйнування відбудеться в області верхньої галтелі R0,4. При розмірах зразка  $h=2$  мм,  $d=10\dots15$  мм,  $\delta=0,1\dots0,35$  мм має місце екстремум у значеннях середнього показника напруженого стану і відзначається мала його залежність від розмірів зразка (синя область на рисунку 1.17). Враховуючи необхідність

мінімальних розмірів зразка і технологічність його конструкції, параметри зразка можуть бути прийняті:

$$h = 2 \pm 0,1 \text{ мм, мм,}$$

$$\delta = 0.2 \pm 0,1 \text{ мм.}$$

Для зразка вказаних розмірів величина пластичної деформації і показник напруженого стану можуть бути визначені з діаграми 1.16 або виразів, що апроксимують їх :

$$\begin{aligned} \varepsilon_p^p &\approx -0,0547\Delta h^4 + 0,714\Delta h^3 - \\ &- 3,377\Delta h^2 + 7,067\Delta h - 0,779, \\ \sigma^* &= 0,00539\Delta h^5 - 0,0755\Delta h^4 + 0,3834\Delta h^3 - \\ &- 0,814\Delta h^2 + 0,503\Delta h + 0,5674, \end{aligned}$$

де  $\Delta h = h_0 - h_1$  величина осідання зразка.

Ідентифікація моменту руйнування може бути здійснена за діаграмою сили стискання. Дійсно, у момент виникнення руйнування в галтелі й утворенні тріщини змінюється швидкість зростання сили стискання (рис. 1.18). Ця зміна швидкості може

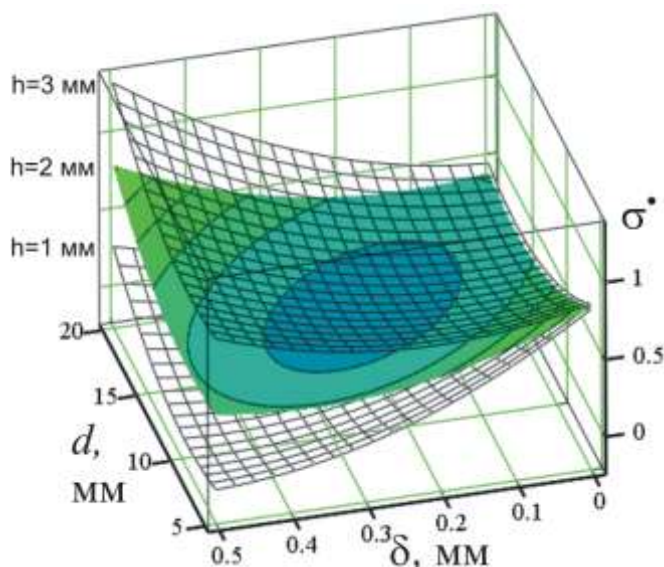


Рисунок 1.17 – Вплив параметрів зразка типу I на середнє значення показника напруженого стану

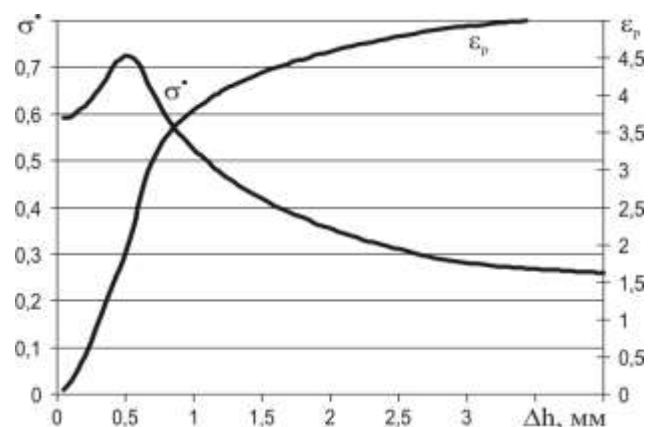


Рисунок 1.16 – Залежність ефективних пластичних деформацій  $\varepsilon_p$  і показника напруженого стану  $\sigma^*$  від величини осідання зразка  $\Delta h$

бути зафіксована шляхом порівняння фактичної діаграми стискання з її відновленим шляхом екстраполяції з малих значень стискання варіантом.

Таким чином, маємо точку 3:  $(\sigma_3^* = \sigma^*(\Delta h); \varepsilon_{\varepsilon_3}^p(\Delta h))$ .

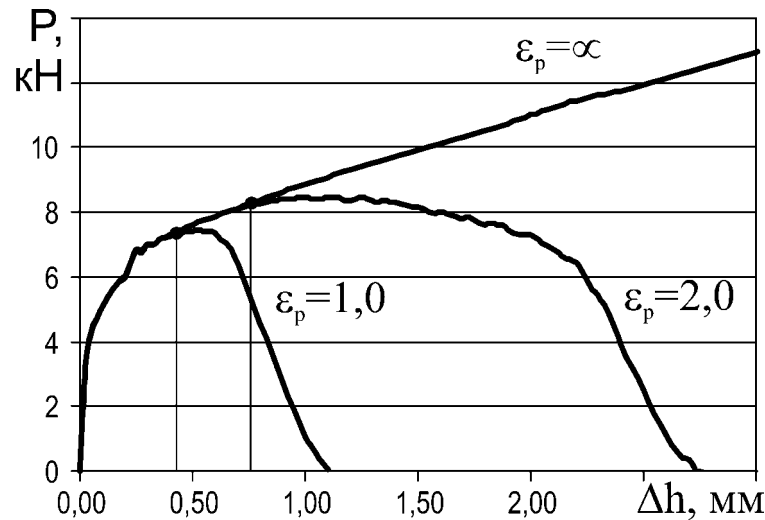


Рисунок 1.18 – Діаграма зміни сили стискання зразка типу I із сталі 45 при різних величинах граничних пластичних деформацій до руйнування

Наявність 3 точок кривої пластичності дозволяє виконати ідентифікацію невідомих коефіцієнтів шляхом мінімізації функціонала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N \left( D_1 + D_2 e^{-D_3 \sigma_i^*} - \varepsilon_{\varepsilon_i}^p \right)^2 \rightarrow 0 \text{ при } N \geq 3. \quad (1.51)$$

### 1.6.2 Розрахунок коефіцієнта впливу температури

Вплив температури на пластичність досліджуваного матеріалу може бути врахований шляхом порівняння граничних пластичних деформацій до руйнування при розтягуванні зразків за методикою, описаною в попередньому пункті. Цей підхід ґрунтується на тому припущенні, що вплив температури не пов'язаний з впливом показника напруженого стану і швидкості деформацій. Тому з дослідів із розтягування при підвищених температурах за формулами (1.46) та (1.15) визначають  $\sigma_{T_i}^*$  та  $\varepsilon_{\varepsilon T_i}^p$  для

трьох температур у досліджуваному діапазоні. Оскільки при розтягуванні з підвищенням температури показник напруженого стану змінюватиметься, то обчислюють коефіцієнт  $D_5$  шляхом мінімізації такого функціонала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N \left( \varepsilon_{\dot{\varepsilon}T_i}^p / \left( D_1 + D_2 e^{-D_3 \sigma_i^*} \right) - (1 + D_5 T_i^*) \right)^2 \rightarrow 0 \text{ при } N \geq 3, \quad (1.52)$$

де  $T^*$  - гомологічна температура.

### 1.6.3 Розрахунок коефіцієнта впливу швидкості деформації

Вплив швидкості деформації на пластичність досліджуваного матеріалу можна оцінити з дослідів із різання, методика проведення яких описана в попередньому пункті. Для кожної точки плану визначають величину пластичної деформації  $\varepsilon_{\dot{\varepsilon}i}^p$  за формулою (1.32) і температуру деформації за формулою (1.39). Середній гідростатичний тиск в умовній площині зсуву може бути оцінений за формулою [37]:

$$p = \frac{P_A + P_B}{2} = \frac{P_N}{l_{AB} b} = \frac{P_{zy} \sin \Phi + P_{yy} \cos \Phi}{l_{AB} b}. \quad (1.53)$$

При цьому показник напруженого стану може бути визначений за формулою

$$\sigma^* = \frac{p}{\sigma_s}, \quad (1.54)$$

де  $\sigma_s$  - напруження плинності в умовній площині зсуву, визначені за формулою (1.36). Далі розраховують для кожної точки плану поправку на швидкість деформації за формулою

$$K_{\dot{\varepsilon}} = \frac{\varepsilon_{\dot{\varepsilon}i}^p}{\left( D_1 + D_2 e^{-D_3 \sigma_i^*} \right) (1 + D_5 T_i^*)}. \quad (1.55)$$

Враховуючи раніше отримані за формулою (1.33) дані про швидкість деформації значення коефіцієнта  $D_4$  знаходять шляхом мінімізації функціонала

$$\Phi = \sum_{i=1}^N \left( K_{\dot{\varepsilon}} - (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_i) \right)^2 \rightarrow \min. \quad (1.56)$$

## 1.7 Визначальні рівняння і рівняння пластичності деяких матеріалів

Проілюструємо розроблену методику на прикладі ідентифікації визначальних рівнянь для таких матеріалів: сталь 45, сталь 12X18H10T, титановий сплав ВТ22, сплави ВТ1-0. Коротка характеристика зразків наведена в таблиці 1.8.

Усі вказані матеріали були піддані випробуванням на розтягування-стискання і різання за вищеписаною методикою. Результати випробувань подані в таблицях 1.7, 1.9, 1.10. Коефіцієнти визначального рівняння визначаються за даними таблиць 1.9 та 1.10. Коефіцієнти рівняння пластичності визначаються за даними таблиць 1.9, 1.10.

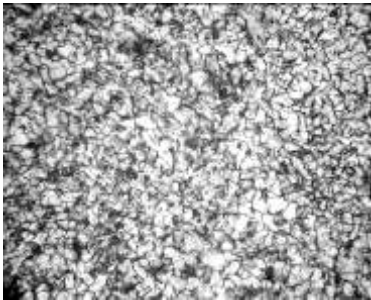



Результати показують, що найбільша здатність до деформаційного зміцнення властива сталі 12X18H10T, а найменша сталі 45. Найбільший ступінь швидкісного зміцнення властивий сталі 12X18H10T, а найменший – титановим сплавам. Температура найістотніше впливає на властивості сталі 45 та титанових сплавів, а найменше – сталі 12X18H10T.

Зіставлення розрахованої за визначальним рівнянням твердості із вимірною твердістю показує, що отримані рівняння задовільно описують поведінку матеріалу в області малих деформацій. Зіставлення розрахованих границь міцності і дійсного напруження при розриві з експериментальними даними показує достатній збіг визначальних рівнянь в області середніх і великих пластичних деформацій.

Таблиця 1.7 – Зведена таблиця коефіцієнтів визначального рівняння і рівняння пластичності

Матеріал	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>n</i>	<i>C</i>	<i>m</i>	<i>D</i> <sub>1</sub>	<i>D</i> <sub>2</sub>	<i>D</i> <sub>3</sub>	<i>D</i> <sub>4</sub>	<i>D</i> <sub>5</sub>
Сталь 45 (HB 140)	410	280	0.47	0.0037	1.1	0	1,3	-0,17	0,063	2,8
Сталь 12X18H10T (HB160)	280	1215	0.43	0.0310	1.0	0	1,15	-0,1	-0,015	-0,5
Сплав ВТ22 (HRC 41)	845	660	0.08	-0.024	1.20	0	0,1	-0,53	0,134	22,9
Сплав ВТ1-0 (HB160)	120	895	0.39	0.0066	0.85	0	2,5	-0,4	0	4.5

Таблиця 1.8 – Характеристика зразків з випробовуваних матеріалів

Матеріал	Твердість	Тип кристалічної решітки	Бал зерна	Фотографія мікроструктури
Сталь 45	HB130	ОЦК	8-9 за ГОСТ5639	
Сталь 12X18H10T	160 HB	ГЦК	9-10 за ГОСТ5639	
Сплав ВТ22	41HRC	ГПУ, ОЦК	4-5	
Сплав ВТ1-0	160HB	ГПУ	3-4	



Таблиця 1.9 – Результати випробувань матеріалів на розтягування

Матеріал	Температура випробувань	Результати випробувань (середні значення за 3 випробуваннями)						Коефіцієнти визначального рівняння				Розрахунок за визначальним рівнянням		
		$\varepsilon_{\varepsilon}^p$	$\sigma_{0,2\varepsilon}$ , МПа	$\varepsilon_{\varepsilon\dot{a}}^p$	$\sigma_{\dot{a}}$ , МПа	$\varepsilon_{\varepsilon k}^p$	$S_k$ , МПа	A, МПа	B, МПа	n	m	HB, МПа	$\sigma_B$ , МПа	$S_k$ , МПа
Сталь 45 (HB 131)	20	0,002	430	0,031	463	1,168	696	414	263	0,445	1,10	151	463	696
	400	0,002	428	0,074	470	1,144	704	406	282	0,406		153	470	704
	525	0,002	259	0,075	366	1,451	572	122	421	0,180		119	366	572
	700	0,002	101	0,077	114	3,896	328	98	102	0,598		37	114	328
Сталь 12X18H10T (HB160)	20	0,002	292	0,268	683	0,641	1184	233	1136	0,476	1,00	229	703	1153
	20	0,002	384	0,433	807	0,772	1383	283	1220	0,400		263	807	1383
	20	0,002	421	0,426	867	0,637	1398	313	1300	0,400		283	867	1398
Сплав ВТ22 (HRC41)	20	0,002	1247	0,017	1300	0,156	1418	845	661	0,080	1,19	426	1305	1415
	665	0,002	833	0,021	964	1,513	989	23	977	0,022		295	903	1009
Сплав ВТ1-0 (HB160)	20	0,002	196	0,501	532	1,181	1074	118	893	0,392	0,86	174	532	1074

Примітка. Коефіцієнт варіації не перевищує 7%.

Таблиця 1.10 – Результати випробувань матеріалів на ортогональне різання

Матеріал	Режим різання		Результати експерименту (середні значення з випробувань)				Результати розрахунку														
	$V$ , м/хв	$S$ , мм/об	$P_Z$ , Н	$P_Y$ , Н	$K_L$	$\Delta y$ , мкм	$\hat{O}$ , °	$L_{fA}$ , мм	$V_\tau$ , м/с	$P_{Z\gamma}$ , Н	$P_{Y\gamma}$ , Н	$\varepsilon_p$	$\dot{\varepsilon}_p$ , с <sup>-1</sup>	$P_\tau$ , Н	$T$ , °C	$\tau_{fA}$ , МПа	$\tau_S$ , МПа	$K_T$	$K_\varepsilon$	$C$	$\bar{C}$
Сталь 45 (НВ 140)	50	0,1	849	417	3,86	39	0,3	0,389	831	616	266	2,24	12343	527	249	339	474	0,858	0,833	-0,0177	0,0037
	50	0,2	1465	682	3,54	72	0,3	0,715	834	1232	531	2,07	6729	1034	262	361	465	0,850	0,914	-0,0097	
	100	0,1	886	468	3,74	38	0,3	0,377	1664	636	227	2,17	25478	553	278	367	471	0,839	0,928	-0,0071	
	100	0,2	1610	941	2,95	60	0,3	0,602	1684	1360	700	1,76	16151	1050	288	436	448	0,833	1,169	0,0174	
	100	0,3	2307	1279	2,81	86	0,4	0,863	1690	2057	1038	1,68	11304	1568	311	454	444	0,818	1,251	0,0269	
	100	0,4	2538	1393	2,86	117	0,3	1,170	1687	2288	1152	1,71	8329	1756	273	375	446	0,843	1,000	-0,0000	
	150	0,1	775	448	3,24	33	0,3	0,329	2512	485	116	1,91	44115	427	226	325	457	0,872	0,815	-0,0173	
	150	0,2	1520	897	3,08	63	0,3	0,627	2519	1230	565	1,82	23203	985	287	393	452	0,834	1,043	0,0043	
	150	0,3	2092	1085	2,82	87	0,4	0,866	2534	1802	753	1,69	16895	1429	303	413	444	0,824	1,128	0,0131	
	150	0,4	2662	1254	2,66	109	0,4	1,094	2545	2372	922	1,61	13434	1871	303	427	440	0,823	1,181	0,0191	
	150	0,5	3104	1414	2,51	130	0,4	1,297	2559	2814	1082	1,53	11389	2180	284	420	435	0,835	1,155	0,0166	
Сталь 12X18Н10Т (НВ160)	16	0,1	372	239	2,65	28	0,4	0,283	282	372	239	1,75	5744	263	540	929	1052	0,630	1,403	0,0465	0,031
	16	0,15	501	305	1,83	31	0,5	0,313	301	501	305	1,37	5554	294	457	939	964	0,687	1,418	0,0485	
	16	0,2	711	454	2,07	46	0,5	0,459	293	711	454	1,47	3684	443	510	963	989	0,651	1,498	0,0606	
	28	0,1	369	276	2,47	27	0,4	0,267	497	369	276	1,66	10771	239	522	896	1032	0,643	1,351	0,0378	
	28	0,15	568	432	2,49	40	0,4	0,402	498	568	432	1,67	7144	366	549	910	1034	0,624	1,411	0,0463	
	28	0,2	668	437	1,99	45	0,5	0,446	517	668	437	1,44	6684	401	488	899	981	0,666	1,376	0,0427	
	59	0,1	326	249	2,74	29	0,3	0,292	1055	326	249	1,79	20860	221	501	756	1061	0,657	1,085	0,0085	
	59	0,15	431	291	1,49	27	0,6	0,269	1191	431	291	1,25	25578	195	388	726	932	0,734	1,061	0,0060	
	59	0,2	531	352	1,90	43	0,5	0,429	1115	531	352	1,40	15010	306	431	714	971	0,705	1,043	0,0045	

Продовження таблиці 1.10

Матеріал	Режим різання		Результати експерименту (середні значення 3 випробувань)				Результати розрахунку														
	$V$ , м/хв	$S$ , мм/об	$P_Z$ , Н	$P_Y$ , Н	$K_L$	$\Delta y$ , мкм	$\hat{O}$ , °	$L_{f\dot{\lambda}}$ , мм	$V_\tau$ , м/с	$P_{Z\gamma}$ , Н	$P_{Y\gamma}$ , Н	$\varepsilon_p$	$\dot{\varepsilon}_p$ , с <sup>-1</sup>	$P_\tau$ , Н	$T$ , °C	$\tau_{f\dot{\lambda}}$ , МПа	$\tau_S$ , МПа	$K_T$	$K_\varepsilon$	$C$	$\bar{C}$
Сплав BT22 (HRC41)	5,64	0,1	218	196	1,20	16	0,7	0,156	122	123	0	1,17	4523	95	338	607	875	0,844	0,823	-0,0211	-0,023
	12,51	0,1	214	215	1,30	16	0,7	0,164	263	207	74	1,19	9260	119	438	727	875	0,787	1,056	0,0062	
	27,595	0,1	236	263	1,30	16	0,7	0,164	580	138	0	1,19	20426	109	429	668	875	0,792	0,963	-0,0038	
	5,64	0,2	377	322	1,10	30	0,7	0,297	127	282	100	1,16	2467	142	280	476	874	0,875	0,622	-0,0483	
	12,51	0,2	398	355	1,10	30	0,7	0,297	282	391	214	1,16	5472	145	306	489	874	0,861	0,650	-0,0407	
	5,64	0,3	483	218	1,10	45	0,7	0,446	127	388	0	1,16	1645	287	392	644	874	0,814	0,906	-0,0127	
	12,51	0,3	618	396	1,20	47	0,7	0,469	271	611	255	1,17	3344	306	433	654	875	0,790	0,946	-0,0067	
	27,595	0,3	613	599	0,97	42	0,8	0,417	662	515	318	1,16	9156	129	230	310	874	0,901	0,393	-0,0665	
Сплав BT1-0 (HB160)	10	0,1	231	108	1,15	16	0,7	0,164	236	140	26	1,34	8286	95	450	644	646	0,669	1,491	0,0544	0,007
	10	0,2	362	208	1,15	33	0,7	0,328	236	271	126	1,34	4143	138	347	468	646	0,736	0,984	-0,0019	
	20	0,05	143	124	1,1	8	0,7	0,080	481	71	40	1,33	34650	30	295	423	645	0,770	0,852	-0,0141	
	20	0,1	202	134	1,1	16	0,7	0,160	481	130	50	1,33	17325	70	361	488	645	0,726	1,042	0,0043	
	20	0,2	344	214	1,1	32	0,7	0,320	481	272	130	1,33	8663	131	357	455	645	0,729	0,969	-0,0034	

## 1.8 Висновки

1. Необхідний для прогнозуючого моделювання напружено-деформованого та теплового стану в об'ємі леза заготовки, стружки та леза комплекс термомеханічних властивостей матеріалів складається з визначального рівняння (1.1), рівняння стану та рівняння пластичності (1.2) оброблюваного матеріалу, рівнянь залежності від температури густини, теплоємності та теплопровідності оброблюваного та інструментального матеріалів. Отже, у загальному випадку моделювання процесу різання на рівні деталізації «Лезо», крім пружних властивостей оброблюваного та інструментального матеріалів  $E$  та  $\mu$ , необхідне визначення ще 11 констант фізико-термомеханічних властивостей ( $A, B, n, C, m, D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, \sigma_{\max}$ ) та трьох рівнянь-поліномів ( $\rho=\rho(T), C_m=C_m(T), \lambda=\lambda(T)$ ), що визначають нелінійні фізико-термомеханічні властивості цих матеріалів.

2. Розроблені методологічні основи експериментального визначення (ідентифікації) числових показників фізико-термомеханічних властивостей моделей оброблюваних матеріалів - 11 вказаних у п.1 констант.

3. Для досліджень механічних властивостей матеріалів при температурах до  $900^{\circ}\text{C}$  розроблено експериментальну установку шляхом модернізації та оснащення стандартної машини УМЭ-10М сучасними вимірювальними приладами (тензометричним динамометром з температурною компенсацією та роздільною здатністю 24bit, незалежним контролером температури, оптичним датчиком лінійних переміщень траверси з дискретністю 10 мкм, ПЕОМ для автоматизованої обробки результатів) та додатковими захватами для зразків спеціальної форми.

4. Для визначення констант  $A, B, n, C, m$  та  $D_1, D_2, D_3, D_4, D_5$  визначального рівняння та рівняння пластичності в роботі розроблені спеціальні методики та алгоритми експериментальних випробувань та обробки результатів. Поправку на швидкість деформації запропоновано визначати з дослідів на ортогональне різання досліджуваних матеріалів. Проведені випробування та визначені вказані константи для п'яти матеріалів сталь 45 (HB 140), сталь 12X18H10T (HB160), сплав ВТ22 (HRC41) та сплав ВТ1-0 (HB160).

5. Результати досліджень опубліковані у працях [43, 44, 45, 46].

## 2 ДОСЛІДЖЕННЯ АДГЕЗІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ОБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ

### 2.1 Ідентифікація моделі адгезійної складової сил тертя при великих пластичних деформаціях

#### 2.1.1 Постановка задачі

Комплекс трибологічних властивостей матеріалів, що знаходяться в процесі різання у контактній взаємодії, складається з рівнянь, що зв'язують температуру і нормальні напруження на контактній поверхні з дотичними. Співвідношення між дотичними напруженнями  $\tau_i$  та показниками термомеханічного стану прийняті у вигляді

$$\tau_i = \tau_a + \tau_d, \quad \tau_d = \mu_d \cdot \sigma_n, \quad \tau_a = \tau_0 + (\beta_0 - k_b \cdot \max(0; T - T_k)) \cdot \sigma_{nr}, \quad (2.1)$$

де  $\tau_a$  – дотичні напруження адгезійного опору ковзанню;  $\tau_d$  – дотичні напруження деформаційного опору ковзанню;  $\sigma_n$ ,  $\sigma_{nr}$  – номінальні та фактичні нормальні напруження. Константи  $\tau_0$  (міцність адгезійних зв'язків),  $\beta_0$  (коефіцієнт зміцнення адгезійних зв'язків),  $k_b$ ,  $T_k$  є властивостями пари «оброблюваний-інструментальний» матеріал та відображають вплив температури та нормальних напружень на адгезійну складову сил тертя, а константа  $\mu_d$  –деформаційний коефіцієнт тертя – мікрорельєфу поверхні інструмента, пружних властивостей матеріалів системи та деформованого стану оброблюваного матеріалу на деформаційну складову сил тертя.

Отже, у загальному випадку моделювання процесу різання на рівні деталізації «Лезо» повинні бути визначені 5 констант ( $\tau_0$ ,  $\beta_0$ ,  $k_b$ ,  $T_k$ ,  $\mu_d$ ), що відображають трибологічні властивості контактуючої пари.

Аналіз процесів у контакті інструмента із заготовкою, а також термомеханіки процесу тертя дозволив встановити, що опір відносному ковзанню формується у результаті досить складних контактних процесів. У зв'язку зі зміною контактного тиску, температури й швидкості ковзання на поверхні контакту одночасно може відбуватися

взаємодія в різних режимах: зовнішнє, внутрішнє або граничне тертя ковзання. Одночасно існують ділянки, де реалізуються умови тертя спокою (застійна зона).

Режим внутрішнього тертя повністю визначається величиною границі плинності при локальних температурі, величині й швидкості пластичної деформації. Режим зовнішнього тертя визначається параметрами як деформаційної, так і молекулярної (адгезійної) складової. Деформаційну складову опору ковзанню з достатнім ступенем точності можна обчислити за механічними характеристиками оброблюваного матеріалу, мікрогеометрією поверхні інструмента й величиною дійсного тиску в контактї. Надійні методи розрахунку молекулярної складової сили опору ковзанню, виходячи з характеристик тертьових тіл, ще не створені. Тому коефіцієнти  $\tau_0$  та  $\beta$  повинні бути визначені для кожної пари «оброблюваний-інструментальний» матеріал експериментально у діапазоні контактних тисків від 0 до  $2-3\sigma_T$  і діапазоні температур від кімнатної до температури теплостійкості інструментального матеріалу й температури плавлення оброблюваного матеріалу. Швидкість ковзання в цьому випадку не має істотного значення.

Важливою умовою проведення експериментальних вимірювань є ювенільність поверхонь тертя й відповідність технологічного середовища тій, що буде використовуватися при різанні. У зв'язку з цим необхідно забезпечити постійне відновлення матеріалів, що перебувають у контактї.

Оскільки структура оброблюваного матеріалу впливає на адгезійні параметри, експерименти повинні проводитися зі зразками, які мають ту саму твердість і структуру, що будуть використані при різанні.

### 2.1.2 Критичний аналіз відомих способів вимірювання характеристик тертя

За всю історію розвитку трибології розроблена велика кількість різних пристроїв для вимірювання сили опору ковзанню і коефіцієнта тертя, у тому числі і при різанні.

Відомі способи вимірювання параметрів тертя можна умовно поділити на три групи (табл. 2.1):

1. Вимірювання параметрів тертя з процесу різання.
2. Вимірювання параметрів тертя з процесів обробки тиском.
3. Вимірювання параметрів тертя з модельних експериментів.

Не дивлячись на те, що в першій групі способів реалізуються умови власне різання, все-таки виміряні в процесі експерименту параметри тертя (середній коефіцієнт тертя  $f_c$ ) або залежність  $\tau_n = \tau_n(\sigma_N)$ ) носять лише приватний характер, оскільки розділити складний вплив різних чинників (силового і теплового взаємодія, наростоформування та ін.) і режимів тертя практично не можливо.

Способи другої і третьої групи дозволяють реалізувати тертя у заданих умовах, що характеризуються режимом тертя, рівномірністю контактного напруження на площині контакту, можливістю створення підвищеної температури випробувань. Разом з тим, для більшості з них характерна проблема з еквівалентністю умов за чистотою і/або структурою тіл у парі тертя. Наприклад, якщо в способі №4 (табл.2.1) можливо забезпечити необхідну твердість і структуру поверхні до експерименту, то видалити плівки оксидів практично не можливо. З іншого боку, в способах № 6, 7, 8, 9, навіть якщо і підготувати поверхню тертя, створивши в ній необхідну твердість і структуру, то в процесі тертя по одній і тій самій поверхні відбудеться її зміцнення і результат вимірювань у порівнянні з процесом різання може істотно спотворюватися і бути просто не правильним. У той же час тертя по одній і тій самій поверхні є перевагою способу №9 (рис. 2.1), оскільки забезпечує руйнування окисних плівок на поверхні контакту. Ю. М. Внуков показав [47], що процес тертя у способі №9, що характеризується м'якою схемою навантаження, відбувається з послідовним зрушенням, руйнуванням плівок оксидів на контактній поверхні, збільшенням кількості містків схоплювання і стабілізацією процесу їх утворення і руйнування, яка спостерігається вже при значному відносному переміщенні і може взагалі не спостерігатися через розвиток внутрішнього тертя.

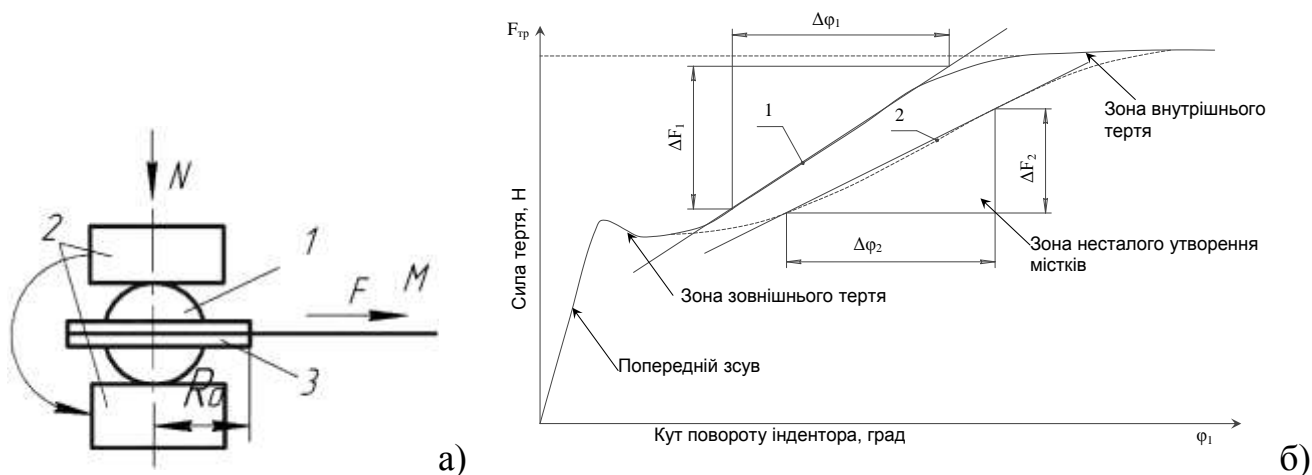


Рисунок 2.1 – Схема вимірювання коефіцієнта тертя за способом №9 [48] і схема зміни сили тертя у випробуваннях (за Ю. М. Внуковим [47])

Практично в усіх дослідженнях тертя визначався коефіцієнт зовнішнього тертя, який був сумою як адгезійної, так і деформаційної складових. Мабуть, єдиною спробою виділити адгезійну складову є об'ємне дослідження Л. Ш. Шустера [49], проведеним за способом №9 у широкому діапазоні контактних тисків та температур. Виділення адгезійної складової виконувалося шляхом максимального зменшення деформаційної складової за рахунок ретельного полірування індентора і видалення з нього плівок оксидів розчинниками. Розглядаючи ділянку зовнішнього тертя на діаграмі (рис. 2.1б) до моменту початку несталого утворення містків схоплювання, Л. Ш. Шустер та В. Л. Коротченко встановили, що напруження, обумовлене адгезією, відповідає лінійній моделі (2.1). Їх результати свідчать про незначну зміну  $\tau_0$  (20-50 МПа) та  $\beta_0$  (0,02-0,05) аж до температури 700°C. Ці коливання скоріш за все пов'язані з похибкою вимірювань. Тому у першому наближенні константи  $k_b$  і  $T_k$  впливу температури можуть визначатися з наближеної формули, що впливає з досліджень Л. Ш. Шустера:

$$T_k \approx 700^\circ\text{C}, k_b = \beta_0 / 300. \quad (2.2)$$

Пізніше Ю. М. Внуков показав [47], на ділянці зовнішнього тертя адгезійна активність пари виявляється малою через наявність плівок оксидів, які ще не встигли зруйнуватися. Найбільш чутливою до адгезійної активності матеріалів пари



тертя є крива (рис. 2.1б) в зоні зростання кількості містків схоплювання, яка може збільшувати свій нахил із збільшенням адгезії. Разом з тим незрозуміло, якій точці на діаграмі відповідають умови на контактній поверхні інструменту. Адже шлях, який пройшов індентор в експерименті в десятки разів більший за довжину контакту на передній поверхні.

Таким чином, всі відомі способи дозволяють лише якісно оцінити умови тертя і дають лише наближену кількісну оцінку адгезійної частини сил тертя ковзання на передній поверхні.

Для розв'язання цієї проблеми у роботі розроблений новий спосіб вимірювання адгезійною складовою з отриманням її числової оцінки.

### 2.1.3 Ідея способу вимірювання адгезійної складової сили тертя ковзання при великому контактному тиску

Основною проблемою відомих способів вимірювання адгезійної складової є неможливість стабілізації мікрорельєфу поверхні контртіла (менш міцного тіла) зі збереженням режиму зовнішнього тертя. Для дослідження причин цього явища виконано моделювання ковзання гладкого контртіла щодо шорсткого індентора за схемою м'якого навантаження (навантаження силою постійної величини). Методика моделювання описана.

Динаміка контактної взаємодії продемонстрована на рисунку 2.2. Після впровадження індентора з силою  $P$  відбувається відносне ковзання двох тіл. Мікронерівності, занурені в поверхню контртіла, призводять до її деформації та зміцненню. Із збільшенням відносного зсуву відбувається руйнування поверхні контртіла за рахунок видалення деформованих частинок його матеріалу з поверхні і збільшення фактичної площини контакту. Під дією постійної за величиною нормальної сили процес впровадження мікронерівностей у контртіло

повторюється, хоч і на меншу глибину. З кожним циклом фактична площа контакту збільшується, пластична деформація поверхні збільшується. Весь процес супроводжується руйнуванням поверхні. У деякий момент часу досягається рівновага, що характеризується стабілізацією фактичної площини контакту, але постійним руйнуванням поверхні контртіла – внутрішнім тертям. Таким чином, при реалізації м'якої схеми навантаження фактично неможливо забезпечити стабілізацію фактичної площини контакту за відсутності руйнування поверхні контртіла (внутрішнього тертя), що істотно знижує точність ідентифікації адгезійної складової сили тертя ковзання.

Для розв'язання цієї проблеми запропоновано використовувати жорстку схему навантаження поверхні контакту переміщенням індентора з одночасним контролем нормальної сили і моменту тертя у схемі №9. Проведене моделювання динаміки контактної взаємодії тіл продемонструвало (рис. 2.3), що після впровадження індентора в поверхню контртіла на глибину, яка забезпечує задану нормальну силу, і початку ковзання також як і при м'якій схемі навантаження у перші моменти часу відбувається пластична деформація поверхневих шарів контртіла з подальшим їх руйнуванням. Проте при жорсткому навантаженні відносно положення індентора і контртіла по нормалі один до одного залишаються незмінними і визначаються початковим впровадженням. Тому подальшого впровадження мікронерівностей індентора у вже зміцнену поверхню контртіла на глибину, здатну спричинити руйнування поверхні, не виникає і спостерігається ковзання з незмінною фактичною площею контакту, нормальною силою і силою тертя. Цей стан триває до втрати поверхнею контртіла здатності опиратися руйнуванню через накопичення руйнувань. Спостережувана стабілізація дає можливість визначення всіх необхідних параметрів для ідентифікації адгезійної складової.

Таблиця 2.1 – Класифікація і коротка характеристика методів експериментального визначення параметрів тертя

Назва методу		Вимірювані величини (посилання)	Максимальна швидкість, м/с	Максимальний контактний тиск, МПа	Можлива величина шляху тертя	Тем-ра, °С	Характер поверхні тертя	Особливості методу
<b>Безпосередньо при реалізації процесу різання</b>								
1. За вимірними проекціями сили різання та усадки стружки		$\bar{f}$ [30] $m, f$ ([13, 50]) $\bar{f}$ (А.с. 1265554SU)	0,1-10	2000	$\infty$	400-1000	Ювенільна поверхня, що безперервно оновлюється	Визначення параметрів моделі тертя розрахунком за аналітичною моделлю процесу із заданою епурою напруження
За вимірними епорами контактних напружень	2. Поляризаційно-оптичний	$\tau_n = \tau_n(\sigma_n)$ ([51, 52, 53])	1,2	30 (свинець) 320 (латунь)	$\infty$	<100	Ювенільна поверхня, що безперервно оновлюється	Визначення епюр напруження на поверхні оптично прозорого леза при різанні м'яких металів в поляризованому світлі
	3. Розрізного різця	$\tau_n = \tau_n(\sigma_n)$ ([51, 54, 38, 55])	4,2	1200		400-900		Визначення епюр напруження на контактних поверхнях при різанні ТС і БР розрізними різцями
<b>Безпосередньо при обробці тиском (приклади)</b>								
4. Деформуючого протягування труби		$f$ (А.с.1245955SU)	0,05	3000	$\infty$	<160	Поверхня, що безперервно оновлюється, з окисними плівками	Визначення параметрів моделі тертя розрахунком за аналітичною моделлю процесу із заданою епурою напруження
5. Осідання зразків		$f$ [56, 57]	-	1600	мала	<1000	Контакт одних і тих самих ділянок поверхні	Визначення епюр напруження на поверхні оптично прозорого леза при різанні м'яких металів у поляризованому світлі
<b>З модельних експериментів</b>								
6. Індентор (сферичний або плоский) по диску		$f$ ([58, 59], А.с. 1201736SU)	5,0	250	середня	-	Переміщення поверхонь по одних і тих самих ділянках	Середній коефіцієнт тертя визначається за нормальною силою притиснення індентора і моментом обертання диска
7. Індентор (сферичний, плоский або за формою		$f$ ([60,61,62, 63],	0,015 – 1 залежно	5-1600 залежно від	середня	20-600	Переміщення поверхонь по	Середній коефіцієнт тертя визначається за нормальною

Назва методу	Вимірювані величини (посилання)	Максимальна швидкість, м/с	Максимальний контактний тиск, МПа	Можлива величина шляху тертя	Тем-ра, °С	Характер поверхні тертя	Особливості методу
леза) по площині	Пат. 6167745US, Пат. 7188516US, А.с. 1355912SU, А.с. 1469328SU)	від конструкції трибометра	конструкції трибометра			одних і тих самих ділянках	силою притиснення індентора і моментом обертання плоского контртіла
8. Индентор (сферичний або плоский) між площинами	$f$ [64]	0,1	10000	середня	20-1000	Переміщення індентора вздовж нової поверхні	Коефіцієнт тертя визначається відношенням нормальної сили стискання площин до сили, що тягне індентор
9. Сферичний (конічний) індентор, що обертається, між площинами	$f_M, \tau_0, \beta$ ([49, 47], Пат. 13014 UA, А.с. 1797009 SU)	0,0013	2000	середня	20-1000	Переміщення поверхонь по одних і тих самих ділянках	Параметри тертя оцінюються за величиною моменту обертання індентора, затиснутого між двома площинами
10. Удар по площині (plate impact test)	$f$ [65]	20-100,0	200,0-3000,0	мала	<1400 за рахунок саморазогріву	Переміщення індентора уздовж нової поверхні	Вимірювання середнього коефіцієнта тертя на поверхні контакту між плоским індентром і площиною при повідомленні індентору великого початкового імпульсу сили під кутом 30-35°
11. Закручування стрижня Кольського (torsion Kolsky pressure bar test)	$f$ [66]	10	30-80	мала	<200 за рахунок саморазогріву	Переміщення поверхонь по одних і тих самих ділянках	Вимірювання середнього коефіцієнта тертя на поверхні контакту між плоским індентром і площиною при заданні індентору імпульсу моменту
12. Маятниковий	$f$ (А.с. 560170SU)	приблизно 1	-	мала	-	Переміщення індентора уздовж нової поверхні	Коефіцієнт тертя оцінюється за величинами нормальної і дотичної сил, що виникають при переміщенні індентора, закріпленого на маятнику, щодо контртіла.

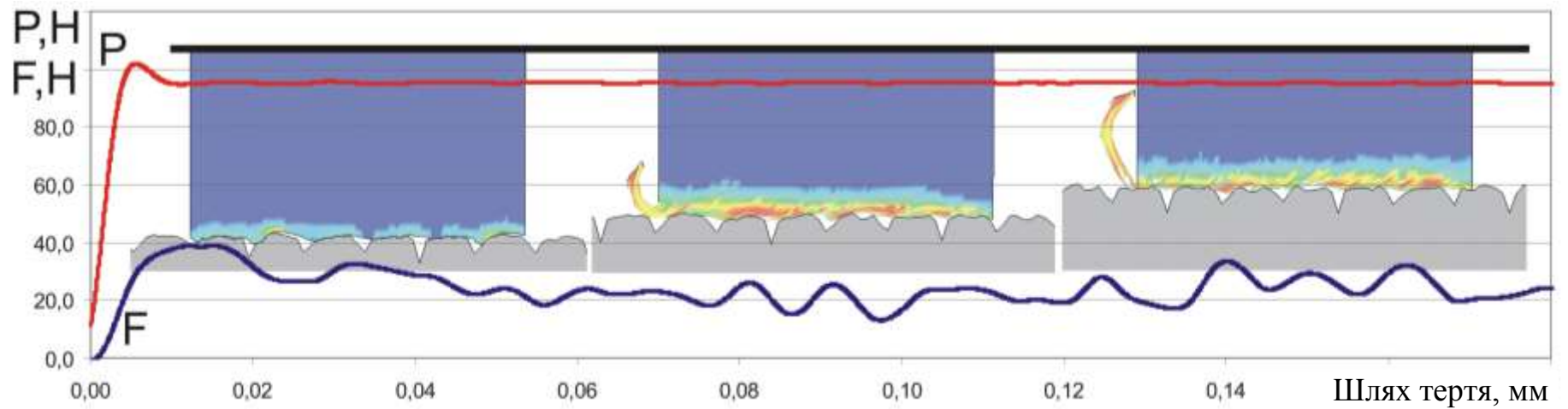


Рисунок 2.2 – Зміна поверхні контакту в процесі відносного ковзання індентора по контртілу при м'якій схемі навантаження (розподіл пластичних деформацій: синій колір – 0; червоний колір – 2,0)

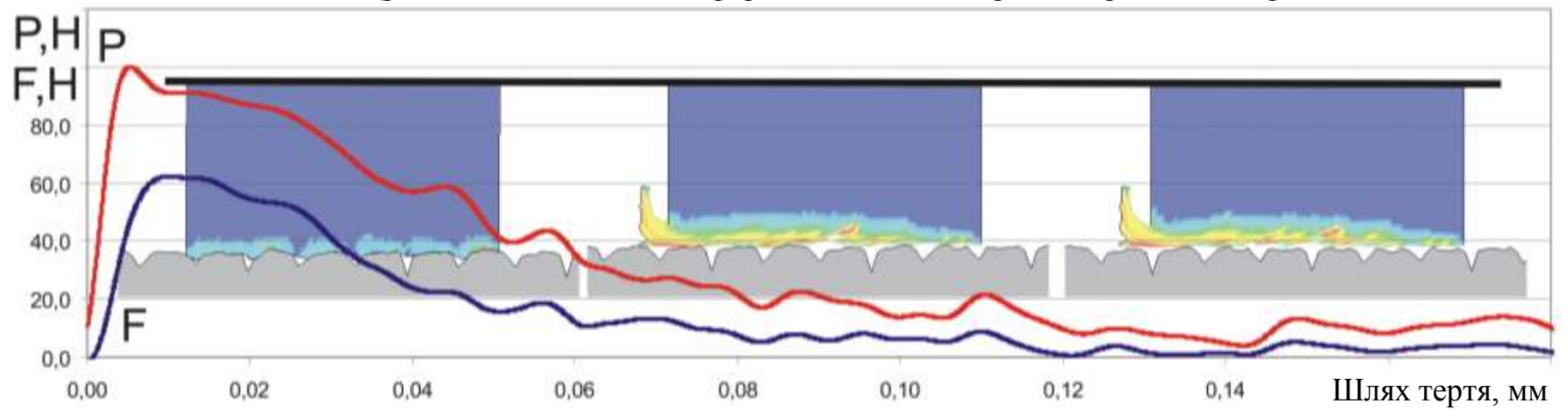


Рисунок 2.3 – Зміна поверхні контакту в процесі відносного ковзання індентора по контртілу при жорсткій схемі навантаження (розподіл пластичних деформацій: синій колір – 0; червоний колір – 2,0)

## 2.1.4 Загальний алгоритм ідентифікації адгезійної складової сили тертя ковзання

У відповідності до п. 3.1 підлягають визначенню константи  $\tau_0, \beta_0, k_b, T_k$ . Для цього запропонований такий алгоритм (рис. 2.4): а) при нормальній температурі проводяться випробування на адгезіометрі, який реалізує тертя сферичного індентора з інструментального матеріалу щодо зразка з оброблюваного матеріалу при різному тиску в умовах жорсткого навантаження; б) визначають середнє дотичне напруження опору ковзання; в) за відомими параметрами мікрорельєфу індентора  $R_p, t_m$  розраховують  $\mu_d$  для умов випробувань (див. розділ 4.1); г) визначають  $\tau_0, \beta_0$  шляхом віднімання деформаційної складової дотичного напруження і екстраполяції отриманих залежностей на нульовий тиск і їх апроксимації рівнянням (2.1) за умови  $T < T_k$ ; д) проводять випробування на адгезіометрі при температурах  $T = 600^\circ\text{C}, 700^\circ\text{C}$  та  $800^\circ\text{C}$  при одному тиску і розраховують константи  $k_b, T_k$ , апроксимуючи отриману залежність рівнянням (2.1).

Спираючись на досвід Л. Ш. Шустера в роботі не виконувалися випробування при підвищених температурах для випадків, коли температура контактної взаємодії очікувалася меншою за  $700^\circ\text{C}$ . У першому наближенні константи  $k_b$  та  $T_k$  можуть бути визначені за формулою (2.2).

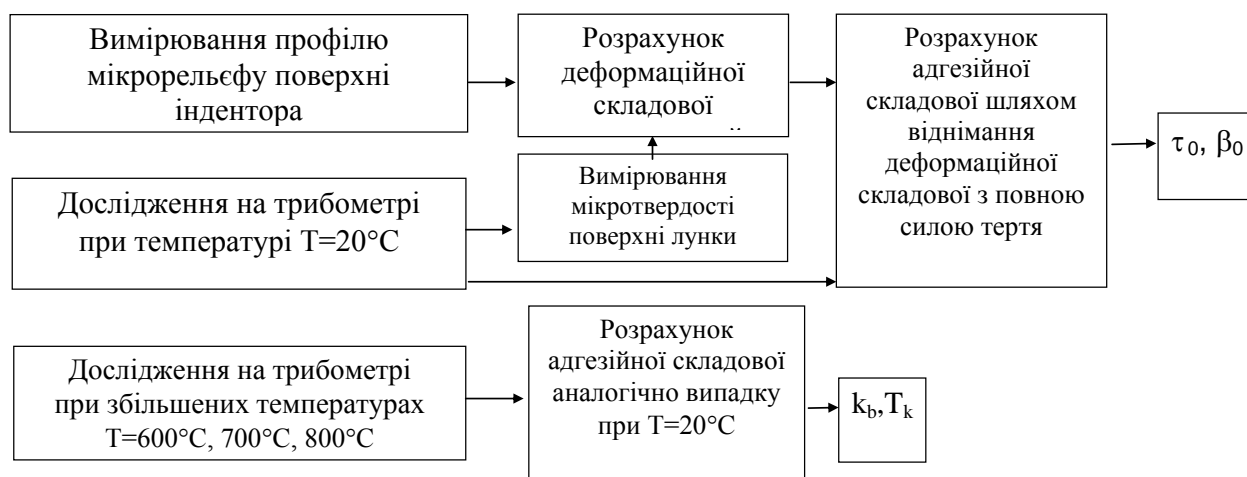


Рисунок 2.4 – Загальний алгоритм вимірювання адгезійною складовою коефіцієнта тертя

## 2.1.5 Прилади, устаткування і методики вимірювань

### 2.1.5.1 Трибометр і методика вимірювання моменту тертя

Прототип пристрою, що забезпечує вимірювання моменту тертя методом сферичного індентора, що обертається, щодо плоского контртіла з жорсткою схемою навантаження, реалізовано на базі вертикально-фрезерного верстата 6P12 (рис. 2.6). Вибір базової системи для реалізації пристрою обумовлений необхідністю забезпечення високої жорсткості навантажувального механізму у напрямі осі дії нормальної сили з можливістю одночасного додавання обертання навколо цієї самої осі. Жорсткість використаного верстата становила  $j_z = 55$  мкм/кН.

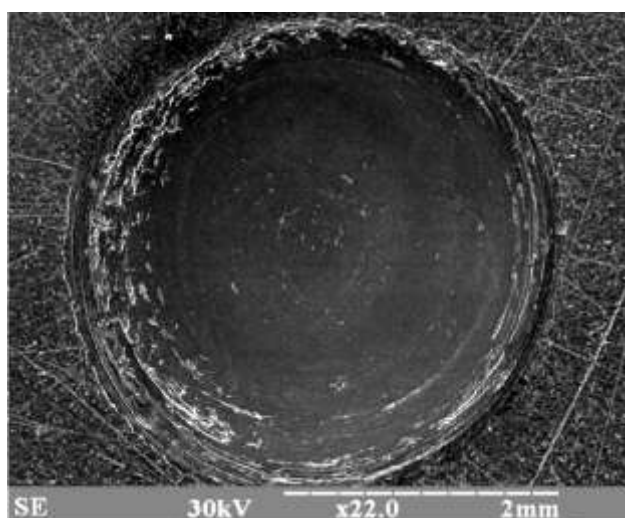
Пристрій працює таким чином. На столі верстата співвісно з віссю шпинделя встановлюють вимірювальний пристрій (динамометр), що дозволяє одночасно вимірювати нормальну до його базової площини силу і крутний момент. На базову поверхню динамометра встановлюють контртіло у вигляді пластини завтовшки не менше 5 мм з паралельними бічними поверхнями. У цанговому патроні закріплюють оправку з конічним центровим отвором, виконаним з метою мінімізувати биття сумісно з оправкою безпосередньо на фрезерному верстаті. Індентор у вигляді полірованої сфери діаметром 6-9 мм з відхиленням від округлості не більше 5 мкм, заздалегідь знежиреною спиртом і обробленою активованим вугіллям, розміщують між поверхнею контртіла, обробленого аналогічним чином, і конічною оправкою (рис. 2.6). Базування індентора здійснюють по конічній поверхні центрального отвору. Гільзу шпинделя затискають у бабці шпинделя. Навантаження здійснюють переміщенням консолі верстата вгору уздовж осі  $z$ . Силу навантаження контролюють динамометром. Вимірювання моменту тертя проводять при шпинделі, що обертається з частотою 31,5 об/хв. Мала частота обертання виключає розігрівання контактної поверхні. Момент, що обертає індентор, передається через контактну поверхню «оправка-сфера», радіус якого у декілька разів більший від радіуса лунки, що утворилася.

На рисунку 2.8 подана діаграма зміни нормальної сили і моменту тертя в процесі вимірювань. Видно, що в перші моменти часу момент тертя інтенсивно зростає, а нормальна сила дещо спадає через інтенсивну деформацію контактної поверхні і зміни її мікрорельєфу. Далі інтенсивність цих процесів сповільнюється і в певний момент настає стабілізація величини фактичної площини контакту – момент тертя і нормальна сила залишаються постійним в межах точності вимірювань. У цей момент вимірювання припиняють, швидко розвантажуючи систему. Отриманий відбиток (рис. 2.5а) і поверхня індентора без істотних налипів (рис. 2.5б) свідчать про те, що при випробуванні між індентором і зміцненою поверхнею контртіла має місце зовнішнє тертя.

Діапазон контактного тиску вибирався відповідно до рекомендацій [49]:

$$0,02 \leq h/r_1 \leq 0,2,$$

де  $h$  - глибина лунки,  $r_1$  - радіус індентора. Пробні експерименти показали, що найкращою чутливістю вимірювань є при радіусі індентора близько 4 мм.



сталь 45 – ВК8

а)



ВТ22 – ВК8

б)

Рисунок 2.5 – Фотографії відбитка (а) і поверхні індентора (б) після дослід з вимірювання моменту тертя



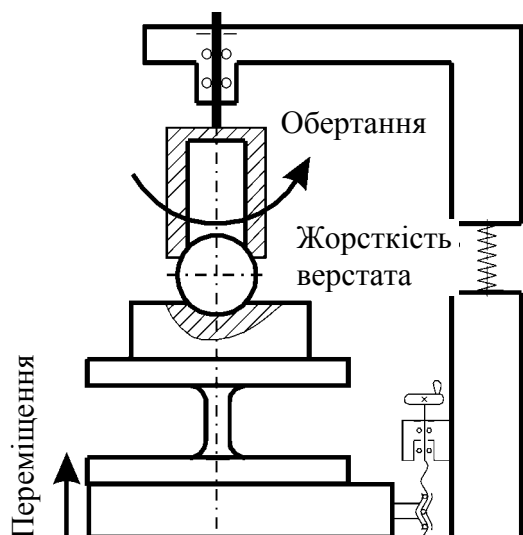


Рисунок 2.6 – Схема навантаження



Рисунок 2.7 – Динамометр

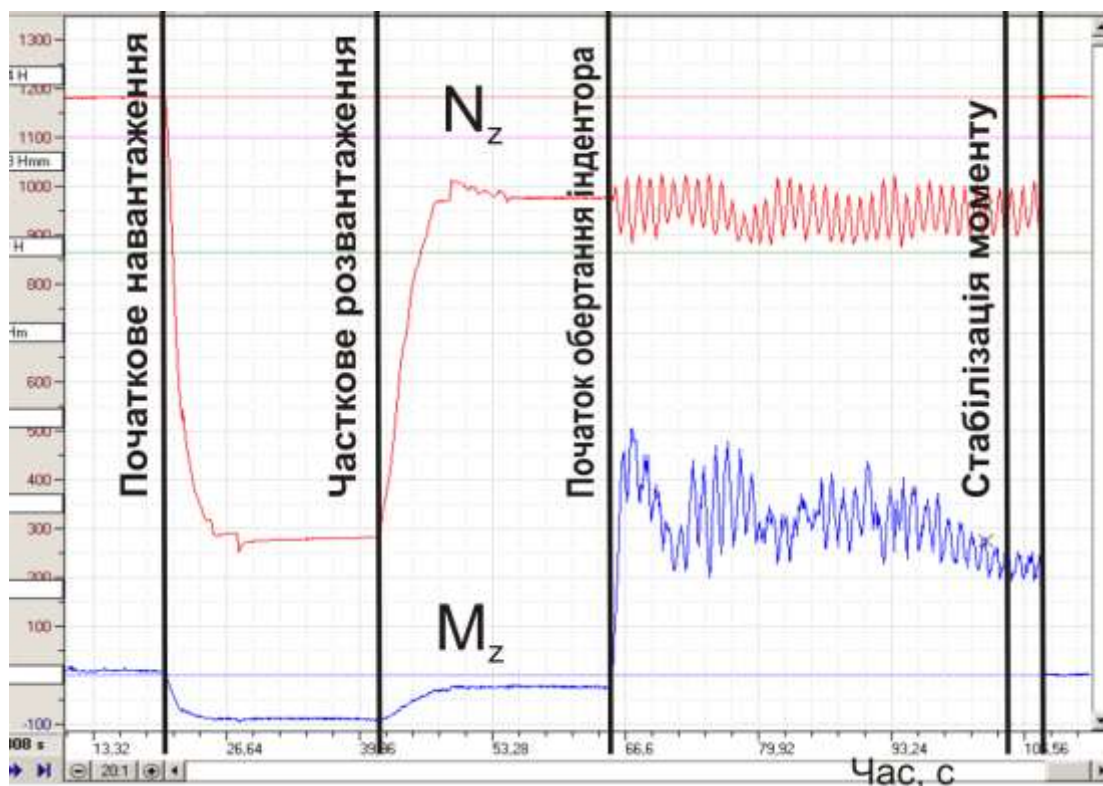


Рисунок 2.8 – Діаграма зміни нормальної сили і моменту тертя у процесі вимірювань

Якщо ковзання на площині контакту відсутнє, то з цього припущення виходить, що площина контакту може повертатися як жорстке ціле щодо видалених точок обох тіл. Тоді середнє значення дотичного напруження на поверхні відбитку

відповідно до даних К. Джонсона [67] може бути задано широко використовуваним виразом [49, 47, 68]:

$$\tau_n = \frac{3}{4\pi} \frac{M_z}{r_{\text{відб}}^3} = 0,239 \frac{M_z}{r_{\text{відб}}^3}, \quad (2.3)$$

де  $M_z$  - момент опору обертанню, вимірюваний динамометром;  $r_{\text{відб}}$  - радіус відбитку. Проте точнішим наближенням є припущення про наявність ковзання на поверхні контакту, як це має місце на практиці в даних випробуваннях. Для цього випадку К. Джонсон [67, с. 266] дає вираз

$$M_z = \frac{3}{16} \pi \mu N_z r_{\text{відб}}, \quad (2.4)$$

де  $\mu$  - середній коефіцієнт тертя на контактній поверхні.

Середні нормальні напруження на поверхні відбитка розраховували за формулою

$$\sigma_n = \frac{N_z}{\pi r_{\text{відб}}^2}, \quad (2.5)$$

де  $N_z$  - осьова сила.

Звідси середнє дотичне напруження на поверхні контакту дорівнює

$$\tau_n = \frac{16}{3\pi^2} \frac{M_z}{r_{\text{відб}}^3} = 0,540 \frac{M_z}{r_{\text{відб}}^3}, \quad (2.6)$$

тобто більше ніж у два рази в порівнянні зі значеннями, розрахованими за формулою (2.3). Розподіл напруження в безрозмірній формі поданий на рисунку 2.10. Видно, що виникненню моменту опору обертанню сприяє дотичне напруження головним чином від 0,3 до 1  $r_{\text{відб}}$ . Тому спостережувана на практиці (рис. 2.9) область відсутності ковзання практично не впливає на результат розрахунку середнього дотичного напруження.

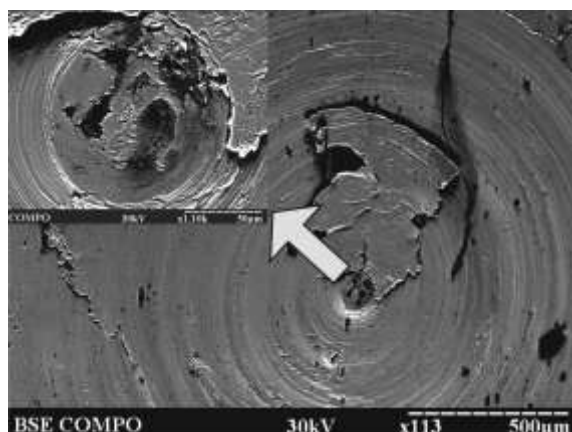


Рисунок 2.9 – Фотографія відбитку з областю відсутності ковзання. Індентор – ШХ15. Контртіло – сталь 20

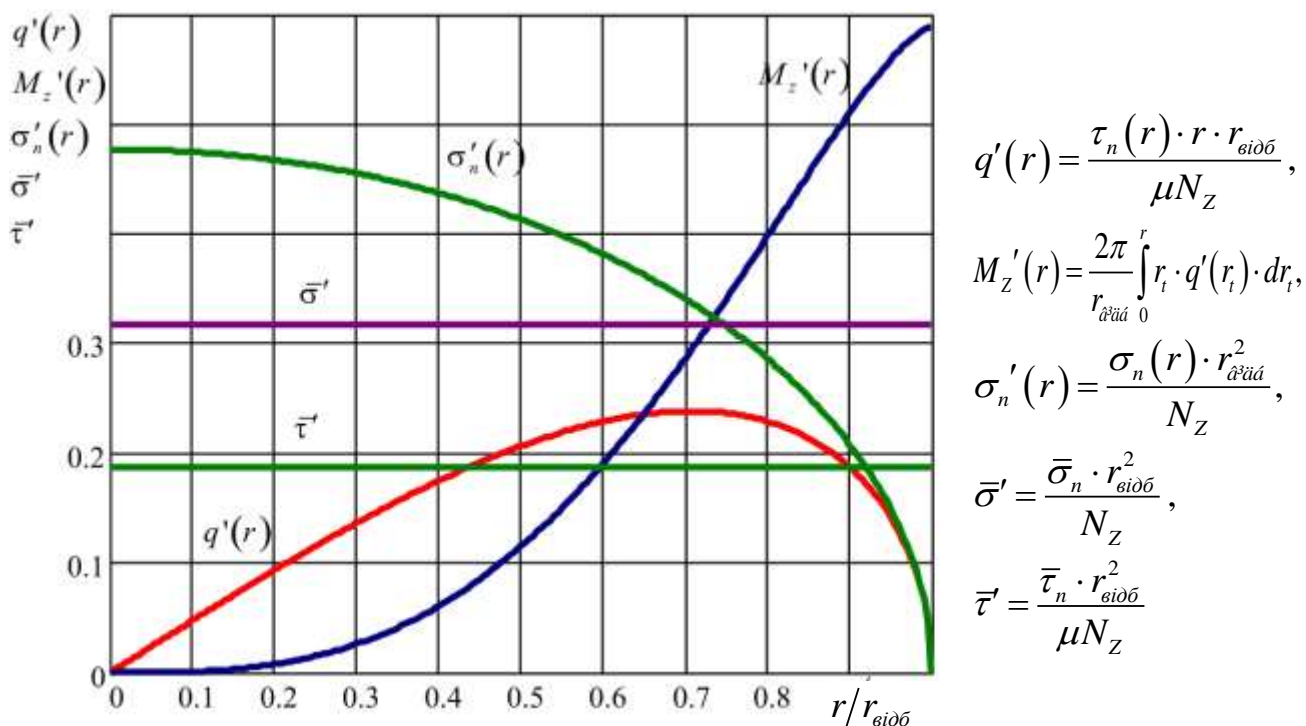


Рисунок 2.10 – Розподіл безрозмірного напруження на контактній поверхні відбитка при обертанні сферичного індентора (за К. Джонсоном [67])

Для того щоб оцінити похибку вимірювань, зупинимося стисло на динамометрі. Динамометр являє собою тіло обертання з вимірювальним циліндром і двома опорними поверхнями. Діаметр вимірювального циліндра вибирався так щоб забезпечити чутливість до осьової сили і крутного моменту не менше 0,1% максимального діапазону вимірювань ( $N_{z_{max}} = 10 \text{ Нмм}$ ). На вимірювальному циліндрі наклеєні тензорезистори типу КФ5Р5-5-10. Тензорезистори утворюють два повні мости. Опорне напруження і підсилювання розузгодження тензомостів здійснюється за допомогою тензопідсилювача LTR212 крейта LTR-U-1 компанії L-CARD. Випробування динамометра показали, що довірчий інтервал при вимірюванні осьової сили не менше 230 Н, що відповідає відносній похибці за максимальним діапазоном 2,3%; довірчий інтервал при вимірюванні крутного моменту становить 42 Нмм, що відповідає відносній похибці за максимальним діапазоном 0,7%; зсув нуля (систематична похибка, викликана відхиленням осі тензорезисторів від осі вимірювального циліндра) при осьовій силі 10кН – 340 Нмм або 5,6% максимального значення діапазону вимірювань крутного моменту.

### 2.1.5.2 Методика вимірювання профілю мікрорельєфу сферичного індентора

Вимірювання параметрів мікрорельєфу індентора  $R_p$ ,  $t_m$ , необхідних для розрахунку деформаційної складової сили опору ковзанню є складним технічним завданням, оскільки індентор являє собою сферу достатньо малого радіуса. Застосування традиційних профілометрів у цьому випадку неможливе у зв'язку з неможливістю створення достатньої бази для вимірювальної голки.

У роботі запропонований новий метод вимірювання параметрів профілю мікрорельєфу поверхні методом сканування поверхні пучком електронів у растровому електронному мікроскопі з реєстрацією відбитих електронів витягнутими уздовж осі сканування двома сенсорами, розміщеними по різні боки від оптичної осі електронного мікроскопа (рис. 2.11). Відомо, що кут віддзеркалення електронів пропорційний куту нахилу поверхні віддзеркалення і атомному номеру хімічного елемента в цій поверхні. Знаходження різниці сигналів вказаних сенсорів дає можливість виключити вплив атомного номера. Вона буде пропорційна тільки куту профілю поверхні (першою похідною профілю поверхні), яка сканується. Орієнтація сенсорів у напрямі осі сканування забезпечує виділення похідної тільки у напрямі сканування. Це дає можливість відновити профіль мікрорельєфу в кожному рядку зображення із співвідношення

$$\bar{y}_{i+1} = \left. \frac{dy}{dx} \right|_{x_{i+1}} \Delta x + \bar{y}_i, \quad (2.7)$$

де  $\bar{y}_i$  - умовна висота мікровиступів у точці;  $\Delta x$  - розмір точки зображення, визначуваний заданим масштабом зображення. Абсолютна висота мікровиступів може бути визначена з виразу

$$y_i = k \cdot \bar{y}_i, \quad (2.8)$$

де  $k$  - масштабний коефіцієнт, визначуваний при даних величинах контрасту, струмів першої, другої і третьої лінз по еталону шорсткості.

Параметри мікрорельєфу визначалися за стандартними формулами, визначеними в ГОСТ 2789-73. Для розрахунку параметрів мікрорельєфу розроблена програма в середовищі Matlab 6.5.

Отриманий за розробленою методикою профіль поверхні індентора поданий на рисунку 2.12.

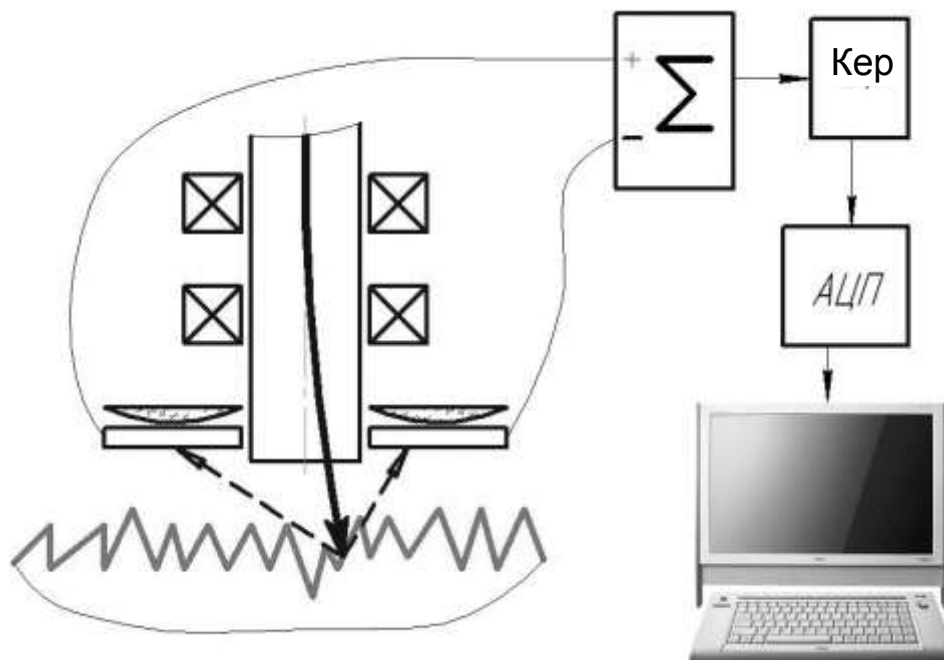


Рисунок 2.11 – Схема вимірювання мікрорельєфу у відбитих електронах

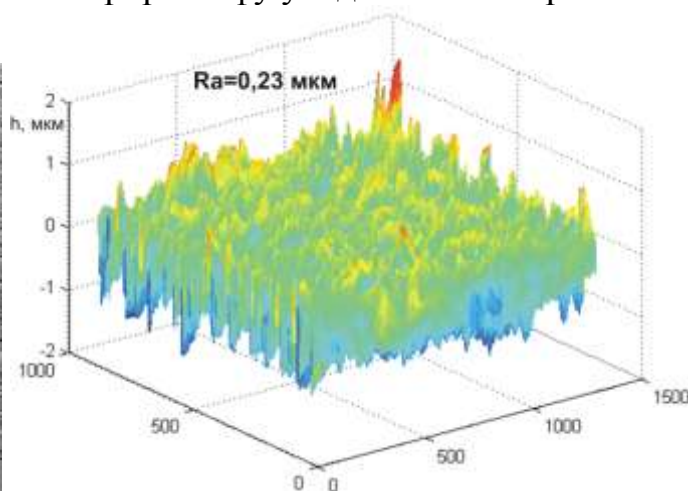
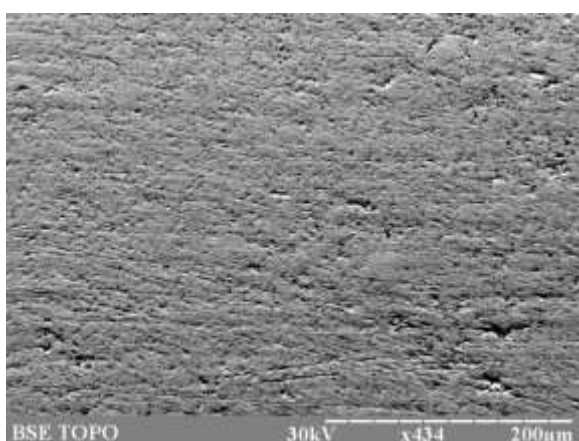


Рисунок 2.12 – Фотографія індентора у відбитих електронах і його профіль

### 2.1.5.3 *Визначення величини накопиченої пластичної деформації в поверхні тертя*

Знання мікротвердості на поверхні ковзання є необхідним для оцінки величини накопиченої пластичної деформації в поверхневому шарі в результаті тертя. Цей параметр є важливим вихідним даним для розрахунку деформаційної складової сили опору ковзанню за методикою, описаною в розділі 4.

У зв'язку з тим що лунка є сферичною поверхнею, а ковзання відбувається головним чином на деякому віддаленні від центру лунки, то вимірювання мікротвердості необхідно здійснювати на сферичній поверхні. Застосування стандартної методики вимірювання мікротвердості за ГОСТ 9450-76 для набуття абсолютного значення мікротвердості можливо лише для лунки діаметром 2 мм при діаметрі індентора 8,5 мм через спотворення відбитка більш ніж на 3% (рис. 2.9).

Накопичена пластична деформація може бути оцінена за мікротвердістю за допомогою співвідношення, отриманого експериментально О. М. Розенбергом и Л. А. Хворостухінін [69], і перевірених Г. Д. Делем [70] для матеріалів ШХ15, ЛС59, Ст. 3, Х18Н9Т, мідь М1 (див. розділ 3).

Величина  $\sigma_i$  може бути безпосередньо використана для розрахунку  $\tau_a$  у формулі (2.12). Величину пластичної деформації на поверхні тертя можна визначити, прирівнюючи з умови пластичності фон Мізеса  $\sigma_i = \sigma_s$  з урахуванням відомого визначального рівняння за формулою (3.1):

$$A + B\varepsilon_p^n = 0,32HV \Rightarrow \varepsilon_p = \left( \frac{0,32HV - A}{B} \right)^{1/n}, \text{ причому } HV \geq A / 0,32. \quad (2.9)$$

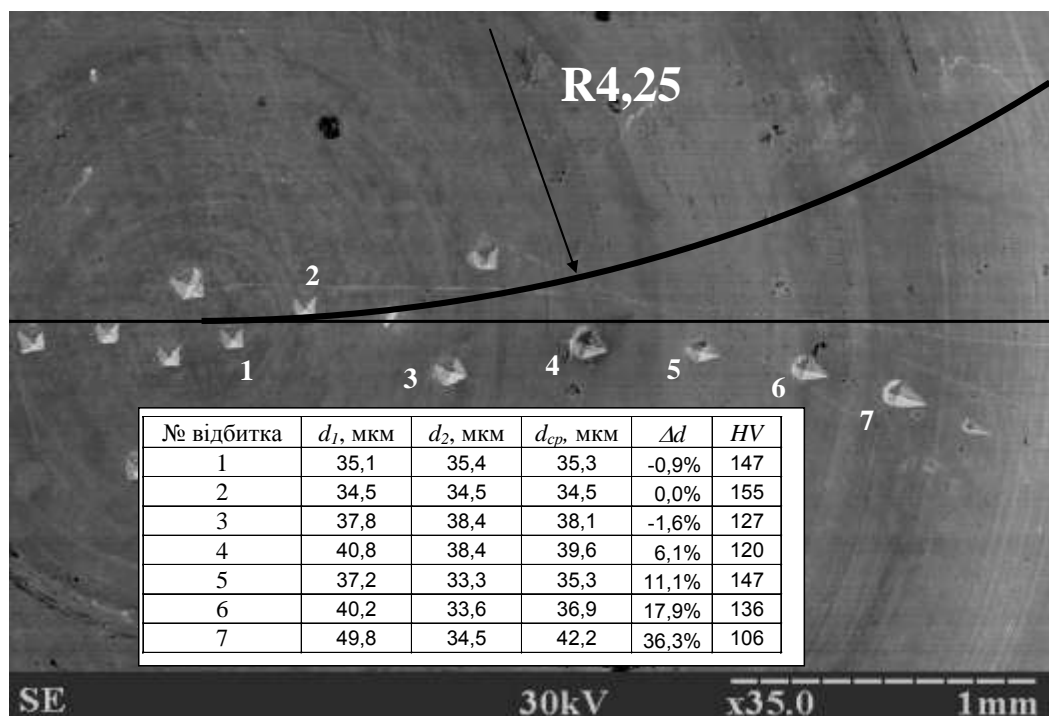


Рисунок 2.13 – Викривлення розмірів відбитків на поверхні тертя сферичної лунки, утвореної після вдавлювання індентора-сфери діаметром 8,5 мм у мідь.

Вимірювання твердості чотиригранною пірамідою з  $\alpha = 136^\circ$ .

Діаметр відбитка – 6,2 мм

Наприклад, нехай мікротвердість поверхні тертя сталі 45 (HV 180,  $A = 553$  МПа,  $B = 601$  МПа,  $n = 0.234$ ) становить HV=3000МПа, тоді величина пластичної деформації матеріалу цієї поверхні становить  $\varepsilon_p = 0,189$ . Якщо HV=3500МПа, то  $\varepsilon_p = 0,78$ . Відносна похибка

$$\delta_{\varepsilon_p} = \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_p} = \frac{0,32 \Delta HV}{n(0,32 HV - A)} \quad (2.10)$$

тим менша, чим більша різниця  $0,32 HV - A$  і показник зміцнення  $n$ .

Слід також відзначити, що в першому наближенні величина накопиченої пластичної деформації в поверхні контакту може бути прийнята за рівнянням пластичності, виходячи з того, що на поверхні контакту мікронерівності деформуються і руйнуються при накопиченні граничної пошкодженості. Тоді

$$\varepsilon_p \approx \varepsilon_u^p (\sigma^* = 0). \quad (2.11)$$

### 2.1.6 Методика обробки результатів

Таким чином, маючи дані про сумарну нормальну і дотичну контактні напруження на поверхні контакту, параметри мікрорельєфу поверхні індентора та величину накопиченої пластичної деформації в поверхневому контактному шарі контртіла, може бути обчислена деформаційна частина сили опору ковзанню за методикою, описаною в розділі 5. Тоді

$$\tau_a = \tau_n - \tau_\delta. \quad (2.12)$$

За цією самою моделлю може бути обчислена фактична площа контакту  $\sigma_{nr}$ .

Отримані значення  $\tau_{\delta\ddot{a}\ddot{a}\ddot{a}}$  при відомих  $\sigma_{nr}$  дозволяють побудувати емпіричну модель адгезійної складової сили опору ковзанню шляхом апроксимації даних методом найменших квадратів за допомогою рівняння

$$\tau_{\delta\ddot{a}\ddot{a}\ddot{a}} = \tau_0 + \beta_0 \sigma_{nr} \quad . \quad (2.13)$$

Точнішим наближенням є врахування нерівномірного розподілу контактного напруження на поверхні сфери. Для цього припустимо, що зміцнення поверхні у всіх випадках випробувань однакова, тобто  $\sigma_S = const$ . Тоді з урахуванням формул, наведених на рис. 2.10 і результатів досліджень К. Джонсона [67] отримуємо методом найменших квадратів:

$$F(\tau_0, \beta_0, \sigma_S) = \sum_{i=1}^N (M_z(N_{zi}, r_{\delta i \delta \delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) - M_{zi})^2 \rightarrow \min, \quad (2.14)$$

$$\text{де } M_z(N_{zi}, r_{\delta i \delta \delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = 2\pi \int_0^{r_{\delta i \delta \delta}} r^2 \tau_n(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) dr;$$

$$\tau_n(N_{zi}, r, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = \tau_\delta(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}, \sigma_S) + \tau_a(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S);$$

$$\tau_\delta(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}, \sigma_S) = \mu_\delta \left( \frac{\sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}, \sigma_S)}{\sigma_S} \right) \sigma_n(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta});$$

$$\sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}, \sigma_S) = \sigma_n(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}) / Kr(\sigma_n(N_{zi}, r, r_{\delta i \delta \delta}) / \sigma_S);$$



$$\sigma_n(N_{zi}, r, r_{\text{відб}}) = \frac{3N_{zi}}{2\pi r_{\text{відб}}^3} \sqrt{r_{\text{відб}}^2 - r^2};$$

$$\tau_a(N_{zi}, r, r_{\text{відб}}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = (\tau_0 + \beta_0 \sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{\text{відб}}, \sigma_S)) \cdot Kr(\sigma_n(N_{zi}, r, r_{\text{відб}}) / \sigma_S);$$

$\mu_0$  – деформаційний коефіцієнт тертя, який обчислюється за формулою (4.8);

$Kr$  - відношення дійсної площини контакту до номінальної, обчислюється за формулою (4.9);  $(N_{zi}, M_{zi}, r_{\text{відб}})$  - експериментальні дані. Методика реалізована в середовищі MathCAD 13 та GUI MatLab 7.0.

Таким чином, запропонована модель дозволяє не тільки врахувати нерівномірність розподілу контактного напруження на поверхні сфери, але й оцінити величину границі плинності поверхневих шарів контртіла. Похибка розрахунків буде тим меншою, чим більше експериментальних даних буде використано для пошуку рішення. Якщо відоме значення  $\sigma_S$  у кожному з дослідів, то точність методу буде ще більша за рахунок виключення однієї степені вільності.

## 2.2 Дослідження адгезійних властивостей деяких матеріалів

Розроблена методика випробувана для матеріалів сталь 45, 12Х18Н10Т, ВТ22, ВТ1-0. Використовувався індентор з матеріалу ВК8 з параметрами  $d = 8,5$  мм,  $R_p = 0,4$  мкм,  $t_m = 90\%$ .

Результати розрахунків за спрощеною методикою, отримані методом екстраполяції на нульовий тиск, подані в таблиці 2.3. Результати розрахунку за уточненою методикою подані в таблиці 2.4. Зв'язок нормального напруження з сумарним дотичним напруженням, деформаційною і адгезійною складовими дотичного напруження, а також з коефіцієнтом тертя подані на рисунку 2.14.

З поданих даних можна побачити, що обидві методики дають близькі за значеннями дані про адгезійну складову сили опору ковзанню, причому чим більша виявляється адгезія, тим краще збігаються результати обох методик (порівняйте сталь 45 і ВТ-22).

З рисунку 2.14 видно, що для різних матеріалів роль деформаційної та адгезійної складової різна. За збільшенням адгезійною активності до ВК8 досліджені матеріали за даними випробувань можна розставити у такій послідовності: ВТ1-0, ВТ22, сталь 45, 12Х18Н10Т. Разом з тим за величиною сумарних дотичних напружень досліджені матеріали слід розставити у такій послідовності: ВТ1-0, сталь 45, ВТ22, 12Х18Н10Т. Це пов'язано з тим, що для сталі 45 величина деформаційної складової значно менша, ніж для сталі 12Х18Н10Т. Тому основна частина сили опору ковзанню формується за рахунок адгезії.

Таблиця 2.2 – Окремі результати вимірювань сили опору ковзанню для різних матеріалів з індентором ВК8

№	Результати експерименту			Середнє розрахункове значення за результатами 3 випробувань			
	$N_z$ , Н	$M_z$ , Н	$r_{відб}$ , мм	$\sigma_n$ , МПа	$\bar{\tau}_d$ , МПа	$\bar{\tau}_a$ , МПа	$\bar{\mu}$ , МПа
Сталь 45 (HB 160, E=190 МПа, Cr = 4,2)							
1	2920	184	1,1	768	163	16	0,23
2	1684	153	0,9	662	102	11	0,17
3	1212	99	0,75	686	114	13	0,19
4	170	4	0,7	110	1	5	0,06
12Х18Н10Т (HB160, E=181 МПа, Cr = 2,9)							
1	3086	204	1,2	682	37	27	0,09
2	1330	154	1,15	320	6	48	0,17
3	577	38	0,9	227	3	25	0,13
4	399	38	0,6	352	8	87	0,27
ВТ22 (HRC41, E=113 МПа, Cr = 3,4)							
1	3524	329	0,9	1385	306	691	0,72
2	2830	276	0,75	1601	488	939	0,89
3	1266	92	0,7	823	63	575	0,78
4	1029	55	0,55	1083	142	729	0,80
ВТ1-0 (HB160, E=112 МПа, Cr = 3,4)							
1	2109	515	1,45	319	6	85	0,29
2	1454	337	1,30	274	5	78	0,30
3	701	150	1,05	202	3	67	0,35
4	492	116	1,15	118	1	40	0,35

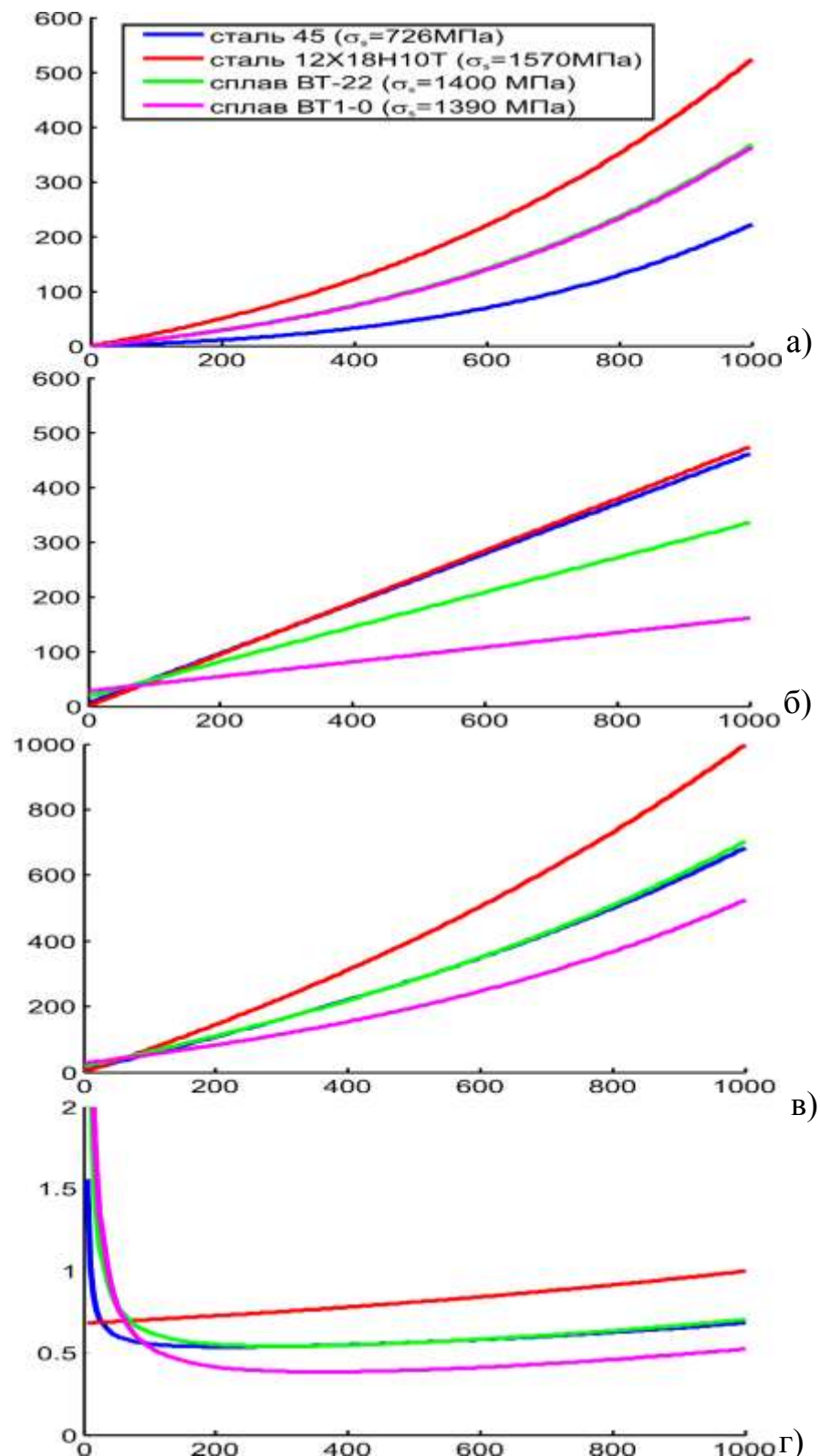


Рисунок 2.14 – Залежність сумарного контактеного напруження (МПа) (в), деформаційної (МПа) (а) та адгезійної (МПа) (б) її частин, а також коефіцієнта тертя (г) від нормального напруження (МПа) для різних матеріалів при максимально можливих пластичних деформаціях контактеного шару ( $R_p=0.4\mu\text{м}$ ,  $t_m=90\%$ )

Таблиця 2.3 – Параметри моделі адгезійної складової сили тертя ковзання різних матеріалів з індентором ВК8 (спрощений розрахунок)

Коефіцієнт	Матеріал			
	Сталь 45	12X18H10T	BT22	BT1-0
$\tau_0$ , МПа	44	0	0	9
$\beta_0$	0.44	0,55	0,74	0,28

Таблиця 2.4 – Параметри моделі адгезійної складової сили тертя ковзання різних матеріалів з індентором ВК8 (розрахунок з урахуванням нерівномірного розподілу напруження на контактній поверхні сфери)

Коефіцієнт	Матеріал			
	Сталь 45	12X18H10T	BT22	BT1-0
$\bar{\sigma}_s$ , МПа	800	600	805	620
$\tau_0$ , МПа	5	0	20	30
$\beta_0$	0,46	0,47	0,32	0,13

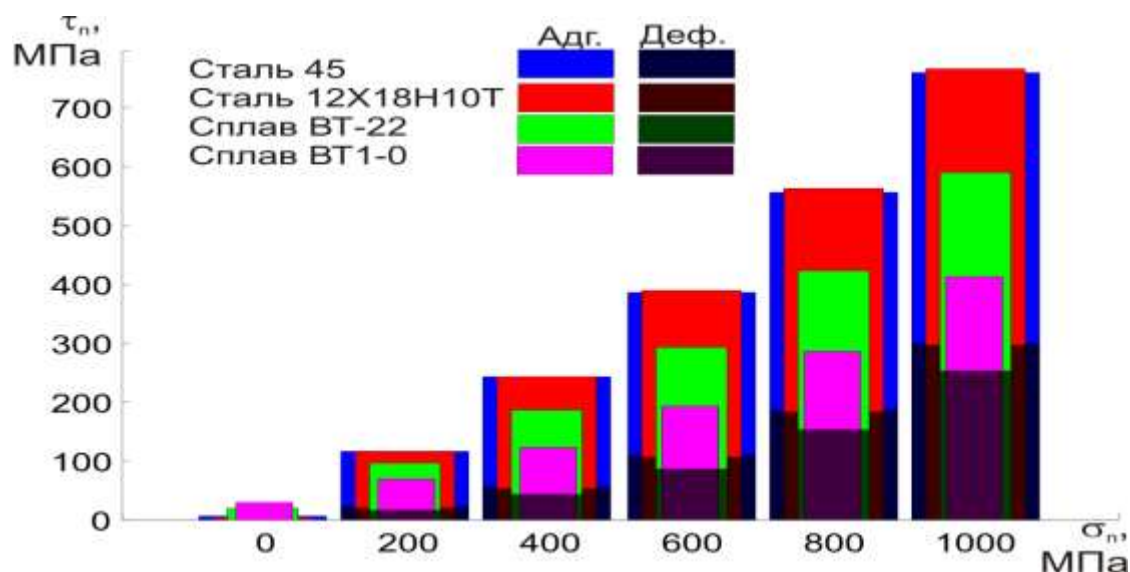


Рисунок 2.15 – Величина дотичного напруження в точці контактної поверхні, де еквівалентні напруження  $\sigma_s=300$  МПа ( $R_p=0,4$ мкм,  $t_m=90\%$ )

Глибоке порівняння отриманих результатів за даними відомих досліджень провести у цей час не можливо внаслідок наявності даних тільки для окремих матеріалів. Так, Л. Ш. Шустером для сталі 12X18H10T в парі з індентором ВК6-ОМ визначив коефіцієнт  $\beta_0 = 0,26$  (див. рис. 14, [49]), а  $\tau_0 \approx 100$  МПа (рис.15,т [49]). У даному дослідженні ці коефіцієнти для того самого матеріалу визначені на рівні  $\beta_0 = 0,47$ ,  $\tau_0 \approx 0$  МПа. Отже коефіцієнт  $\beta_0$  практично у 2 рази більший, а дотичні напруження при нульовому контактному тиску практично відсутні. Враховуючи рисунок 2.15 та порівнюючи табл. 2.3 та 2.4, приходимо до висновку,

що така різниця зумовлена головним чином схемою навантаження, врахуванням деформаційної складової сили опору ковзанню та більш коректної розрахункової формули (2.6) замість (2.5).

## 2.3 Вплив іонно-променевої імплантації азотом на адгезійні властивості твердого сплаву ВК8

### 2.3.1 Методика випробування

Дослідження проводилися методом вдавнення сферичного індентора в півпростір, що, на наш погляд, дозволяє одержати найбільш достовірні кількісні величини характеристик адгезионної взаємодії інструментального й оброблюваного матеріалів в умовах близьких до тих, що мають місце на передній поверхні. У роботі при нормальній температурі визначалася залежність

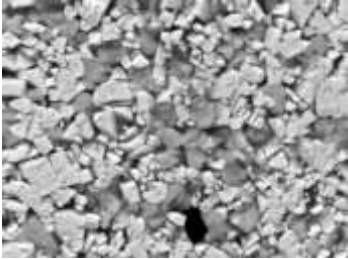
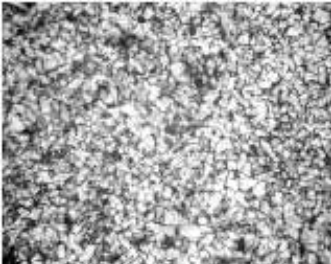
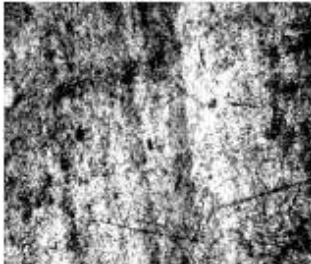
$$\tau_{\text{ад}} = \tau_0 + \beta_0 \sigma_{nr}, \quad (4.15)$$

задається міцністю адгезійних зв'язків  $\tau_0$  і коефіцієнтом їхнього зміцнення з підвищенням нормального тиску в контакті  $\beta$ . Було прийнято, у першому наближенні, що вплив температури до 700°C на адгезійну складову несуттєвий [49].

Характеристика досліджуваних матеріалів наведена в табл. Таблиця 4.5. Два індентори були виконані із твердого сплаву ВК8. Діаметр сфери 8,67 мм. Якість поверхні: Ra 2.5,  $R_p = 0,4$  мкм,  $t_m = 90\%$ . Перший індентор (далі ВК8) імплантації не піддавався. Другий індентор (далі ВК 8-І) піддавався імплантації азотом на вакуумній установці УВН-2М Фізико-технічного інституту НАН Білорусі при температурі нагрівання імплантуємого зразка до 600°C, густиною струму  $j = 2$  мА·см<sup>2</sup> і витримкою 2 години. Після обробки було виконане полірування зразка. Товщина азотованого шару після обробки склала 0,1 мкм.

Зразки були виконані зі сталей 45 і 12Х18Н10Т у вигляді циліндрів товщиною не менш 20 мм. Шорсткість поверхні зразків перед проведенням випробувань - Ra 0,8.

Таблиця 4.5 – Характеристика зразків досліджуваних матеріалів

Твердий сплав ВК8	Сталь 45	Сталь 12Х18Н10Т
Карбід вольфраму - 92%; Кобальт - 8%; Межа міцності на вигин $\sigma_i=1600$ МПа; Густина $\rho= 14400-14800$ кг/м <sup>3</sup> ; Твердість - 87,5 НРС; Розмір зерна ~ 0,4 мкм	Вуглець 0, 42-0,5%; Кремній 0, 17-0,37%; Мідь <0,25%; Миш'як 0,08%; Марганець 0, 50-0,80%; Нікель 0,25%; Фосфор 0,035%; Хром 0,25%; Сірка 0,04%; Твердість - 130 НВ; Тип кристалічної решітки - ОЦК 8-9 за ДСТ5639	Вуглець 0,108%; Кремній 0,465%; Марганець 1,101%; Хром 16,86%; Нікель 9,25%; Мідь 0,309%; Титан 0,66%; Сірка 0,014%; Фосфор 0,034%; Твердість - 160 НВ; Тип кристалічної решітки ГЦК 9-10 за ДСТ5639
×5000	×500	×500
		

Перед проведенням випробувань зразки й ындетор знежирювалися 90%-м розчином етилового спирту. Залишки плівок з поверхонь контакту абсорбувалися активованим вугіллям. Випробування починалися не більш ніж через 30 с. після обробки тіл.

Випробування проводилися на базі вертикально-фрезерного верстата. Обертання індетору надавалося від шпинделя верстата через спеціальну оправку. Заготовка встановлювалася на стіл двухкомпонетного динамометра спеціальної конструкції, що вимірює одночасно крутний момент і осьову силу. Биття індетора щодо осі обертання не перевищувало 10 мкм. Задавалися 4 осьові навантаження:  $4000\pm 100$ Н,  $2000\pm 100$ Н,  $1000\pm 100$ Н,  $500\pm 50$ Н. Попереднє навантаження становило  $4500\pm 100$ Н, що забезпечувало формування в кожному випробуванні лунки однакового діаметра. Для сталі 45 діаметр лунки становив 2,7 мм, для сталі 12Х18Н10Т - 2,5 мм. Частота обертання індетора при випробуваннях - 31.5 про/хв. Фактична осьова сила й момент обертання індетора реєструвалися в період

стабілізації крутного моменту, що наступав через 5-10 с після початку обертання індентора. Досвіди повторювалися 3 рази.

### 2.3.2 Результати вимірів і їхнє обговорення

Результати випробувань представлені на рис. 4.16 . Коефіцієнт кореляції свідчить про прийнятну точність проведених випробувань. У випробуваннях були досягнуті тиски 800 МПа для сталі 45 і 550 МПа для 12Х18Н10Т, що відповідає для сталі 45 - 123%, а для 12Х18Н10Т – 283% від границі плинності. Бачимо, що зі збільшенням нормальних напруг дотичні напруження практично лінійно зростають, причому для обох сталей зростання практично однакове. Практично гладка поверхня відбитків (рис. 4.17), отриманих після випробувань, відсутність значних виривів підтверджує переважно зовнішній характер тертя на поверхні контакту, навіть при найбільшій осьовій силі.

Адгезійна складова тертя розраховувалася шляхом вирахування деформаційної складової із сумарних дотичних напружень тертя. Деформаційна складова розраховувалася за методикою [71 ]. Міцність адгезійних зв'язків  $\tau_0$  визначалася лінійною екстраполяцією на нульовий нормальний тиск. Розраховані значення коефіцієнтів  $\tau_0$  і  $\beta$  наведені в таблиці 4.6. Залежність (4.15) графічно представлена на рис. 4.18 для всіх розглянутих випадків.

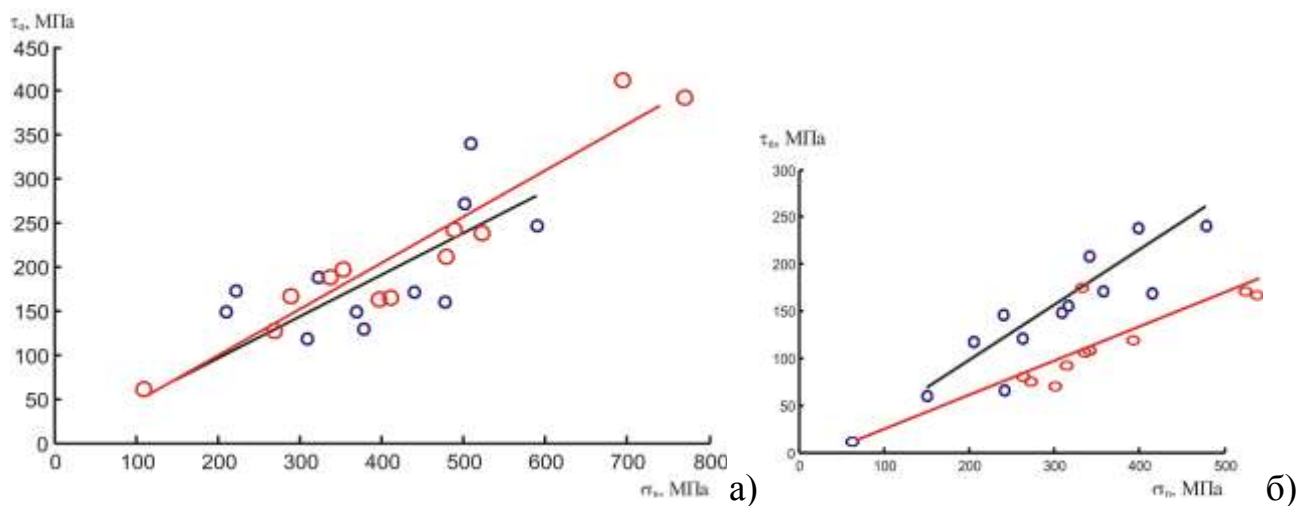
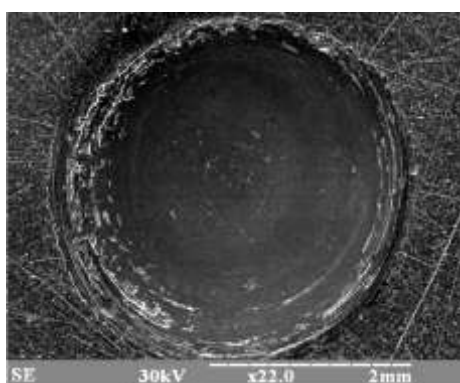
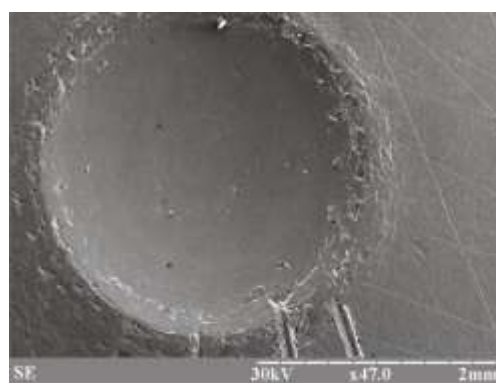


Рисунок 4.16 – Вплив середнього нормального тиску на середні дотичні напруження в контакті: а) Сталь 45 – BK8; б) 12X18H10T – BK8



сталь 45 - BK8



45 - BK8-I

Рисунок 4.17 – Фотографія відбитку контртіла після проведення випробувань при осьовій силі 1000Н

Таблиця 4.6 – Параметри моделі адгезійної складової сили тертя ковзання різних матеріалів з індентором BK8 (імплантованим і неімплантованим)

Коефіцієнти	Сталь 45		12X18H10T	
	BK8	BK8-I	BK8	BK8-I
$\tau_0$ , МПа	5	25	0	2
$\beta_0$	0,46	0,31	0,47	0,32



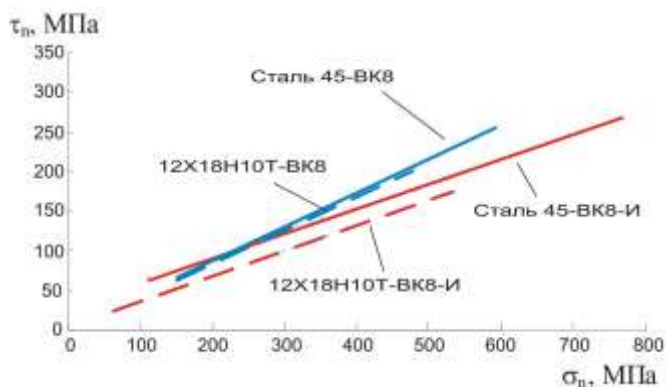


Рисунок 4.18 – Залежність адгезійної складової від нормальних напружень:  
а) сталь 45-ВК8; б) сталь 12X18H10T-ВК8

Досвіди показують, що адгезійна складова в парі «ВК 8-сталь 45» у загальному випадку на 20% більше, ніж у парі «ВК 8-сталь 12X18H10T». Для обох пар міцність адгезійних зв'язків при відсутності нормального тиску  $\tau_0$  виявилася не суттєвою. Виміряна здатність до зміцнення адгезійних зв'язків  $\beta$  у пар «ВК 8-сталь 45» і «ВК 8-сталь 12X18H10T» з точністю помилки експерименту виявилася однаковою.

Однак іонна імплантація азотом сприяє зростанню  $\tau_0$ : до 25 МПа в парі «ВК8-сталь 45» і до 2 МПа в парі «ВК8-сталь 12X18H10T», а також зменшенню здатності до зміцнення адгезійних зв'язків зі зростанням нормального тиску. Поясненням цього ефекту може служити трансформація фазового структурного стану поверхневого шару індентора, що має високу концентрацію азоту після іонно-променевої імплантації. Внаслідок цього на поверхні, обробленої концентрованими потоками іонів азоту, формуються нанорозмірні аморфізовані шари, а в підповерхневих модифікованих шарах - нові високоміцнісні фази й поля стискаючих напруг [72].

Таким чином, незважаючи на зростання  $\tau_0$  можна чекати зменшення адгезійних складових дотичних напруг зовнішнього тертя на передній поверхні імплантованих лез із ВК8 при різанні сталей 45 і 12X18H10T і, як наслідок, зменшення зони пластичного контакту, що приведе до зменшення середнього коефіцієнта тертя, зменшенню сили різання, температури різання й інтенсивності зношування леза.

## 2.4 Висновки

1. Комплекс трибологічних властивостей матеріалів, що знаходяться в процесі різання у контактній взаємодії, складається з рівнянь, що зв'язують температуру і нормальні напруження на контактній поверхні з дотичними напруженнями. У загальному випадку моделювання процесу різання на рівні деталізації «Лезо» повинні бути визначені 5 констант ( $\tau_0$ ,  $\beta_0$ ,  $k_b$ ,  $T_k$ ,  $\mu_d$ ), що відображають трибологічні властивості контактуючої пари.

2. Для визначення констант  $\tau_0$ ,  $\beta_0$ , що характеризують адгезійну взаємодію інструментального та оброблюваного матеріалів, у роботі розроблені спеціальні методики та алгоритм експериментальних досліджень ковзання в умовах високих тисків за допомогою адгезіометра оригінальної конструкції, що дозволяє визначити силу опору ковзанню за жорсткою схемою занурення сферичного індентора у півпростір при його безперервному обертанні. Проведені випробування та визначені константи для умов контактування з ВК8 чотирьох матеріалів: сталей 45 (HB 140) та 12X18H10T (HB160), сплаву ВТ22 (HRC41), сплаву ВТ1-0 (HB160).

3. Показано, що частка адгезійної складової становить близько 75% від загальної сили опору ковзанню при напруженнях, порівняних з границею плинності. Ця частка збільшується зі зменшенням границі плинності оброблюваного матеріалу.

4. Проведенные экспериментальные исследования адгезионной составляющей касательных напряжений трения методом вдавливания сферического индентора в полупространство показали, что ионно-лучевая имплантация азотом поверхности твердого сплава ВК8 способствует снижению способности адгезионных связей к упрочнению в парах «ВК8-сталей 45» и «ВК8-сталь 12X18H10T», что приводит к существенному уменьшению адгезионной составляющей трения при больших контактных нормальных напряжениях. В силу этого следует ожидать уменьшение среднего коэффициента трения при резании исследованных сталей инструментом из ВК8, а следовательно, и снижение силы резания, температуры резания и повышение стойкости инструмента.

5. Результати досліджень опубліковані у працях [73, 74].

### 3 ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ НА ГРАНИЦІ КОНТАКТУ ЛЕЗА ЗІ СТРУЖКОЮ ТА ЗАГОТОВКОЮ

#### 3.1 Загальні уявлення

Процес тертя на контактних поверхнях різального леза розглядався виходячи з молекулярно-механічної теорії. Вважалося, що в загальному випадку зсув може відбуватися як на границі розділу інструмента та заготовки (зовнішнє тертя), так і в приконтатній поверхні стружки (внутрішнє тертя).

Раніше було показано (див. звіт за 2009 рік), що контактна взаємодія відбувається не тільки на границі двох контактуючих тіл, але й на деякій глибині (1-10 мкм) біля поверхні менш міцного тіла (у випадку різання це заготовка). Цей масштабний фактор необхідно враховувати при реалізації моделі тертя.

Залежно від розв'язуваного завдання і його масштабу є можливим використання однієї із двох форм моделі для обчислення дотичних напружень (на поверхні контакту, що визначають опір ковзанню (див. звіт за 2009 рік):

$$\tau_{\max} = \min\left(m\sigma_s(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T), \tau_i(\sigma_n, \varepsilon_p, \nu, T)\right), \quad (3.1)$$

$$\tau_{\max} = \tau_i(\sigma_n, \varepsilon_p, \nu, T). \quad (3.2)$$

Зчеплення ( $\nu = 0$ ) має місце, коли  $|\tau| < \tau_{\max}$ , і ковзання ( $|\nu| > 0$ ) має місце, коли  $|\tau| = \tau_{\max}$ . З умови рівноваги нерівність  $|\tau| > \tau_{\max}$  неприпустима.

Слід зазначити, що дотичні напруження  $\tau$ ,  $\tau_{\max}$  є умовними, оскільки припускають, що фактична площа контакту дорівнює дійсній. Ця невідповідність повинна бути врахована корекцією значень  $m$  та  $\tau_i$ .

Величину дотичних напружень на поверхні контакту  $\tau_i$  відповідно до молекулярно-механічної теорії варто подати як суму деформаційної й адгезійної складових:

$$\tau_i = \tau_d + \tau_a, \quad (3.3)$$

причому деформаційна складова може бути апроксимована рівнянням

$$\tau_d = \tau_d(\sigma_n, \varepsilon_p, \Psi), \quad (3.4)$$

а адгезійна складова -

$$\tau_a = \tau_0 + \beta(T, \nu)\sigma_n. \quad (3.5)$$

Узагальнюючи вище сказане, модель процесу тертя на поверхні контакту можна умовно подати схемою, показаною на рисунку 3.1. Вид механізму, який має місце в тій або іншій точці передньої поверхні, залежить від співвідношення контактних дотичних напружень і границі плинності в контактному шарі. Ковзання починається там, де  $\tau_{\max}$  менше.

Модель тертя у формі (3.1) реалізує конкуруючий механізм між зовнішнім і внутрішнім тертям і може використовуватися у тих випадках, коли поверхневий шар контактної поверхні не може бути описаний досить докладно для того, щоб реалізувати або ідентифікувати зсув усередині менш міцного тіла у випадку, коли сила адгезії двох тіл виявиться більшою, ніж сили опору зсуву усередині тіла. Необхідність у такій моделі може виникнути, наприклад, при моделюванні МСЕ обробки сталей з розміром СЕ більшим за 5 мкм або при аналітичному моделюванні (рис. 3.1).

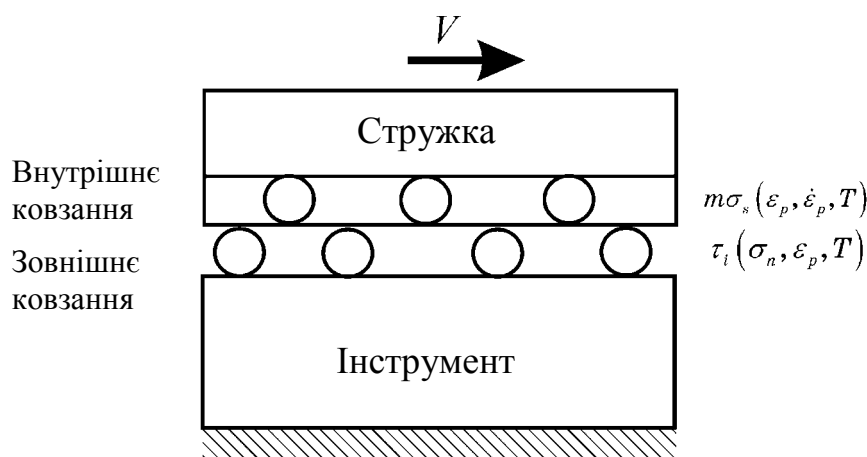


Рисунок 3.1 - Модель контактної границі. Ковзання має місце там, де  $\tau_{\max}$  менші

Модель тертя у формі (3.2) реалізує лише механізм зчеплення на контактній границі і може використовуватися у тих випадках, коли пластична деформація поверхневого шару може бути досить точно геометрично й фізично спрогнозована (ідентифікована й реалізована) у результаті моделювання НДС в середині матеріалу. Це можливо, наприклад, у випадках СЕ-моделі, коли розмір СЕ не більше ніж у 2

рази перевищує розмір контактної деформованого шару, тобто має розмір не більше 5 мкм. Отже, ця модель тертя, незважаючи на свою більшу узагальненість та інформативність, вимагає більш детальних даних щодо напружено-деформованого стану основного матеріалу і є більш ресурсомісткою, ніж модель у формі (3.1).

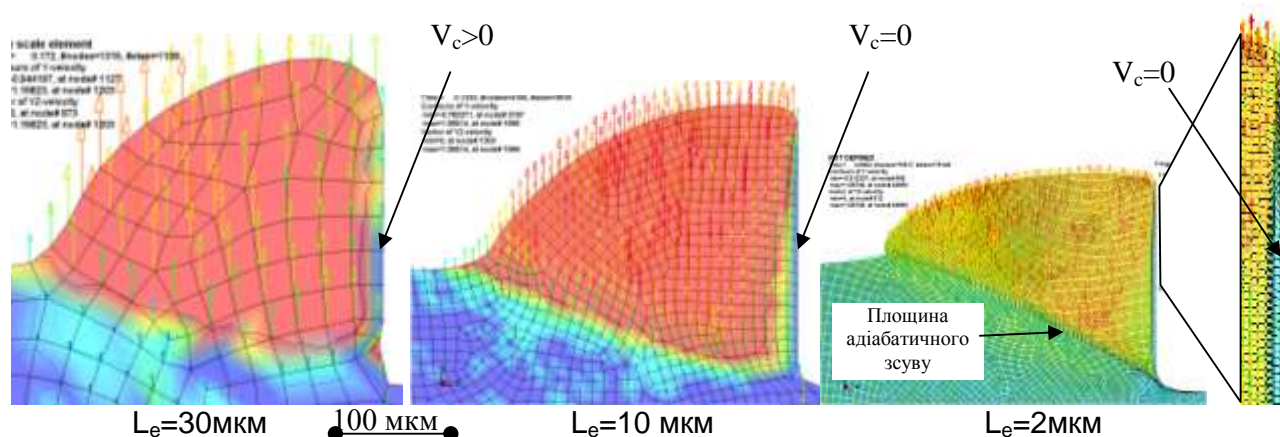


Рисунок 3.2 - Вплив розміру 2D-сітки на розмір зони вторинних деформацій: сталь AISI 1045,  $\mu = 0,8$   $V = 150$  м/хв,  $a = 0,1$  мм. Модель реалізована LS-DYNA за методикою, описаною у [75]

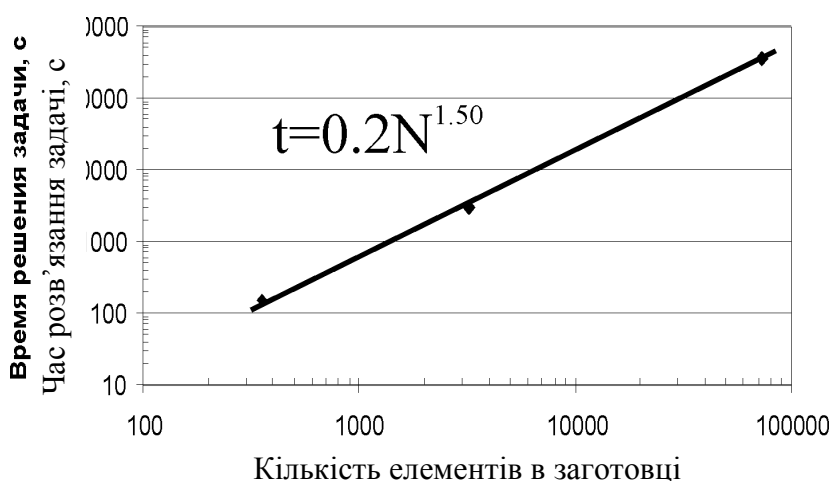


Рисунок 3.3 - Вплив кількості елементів на час розв'язання задачі, поданої на рис. 3.2

Користувач повинен у кожному випадку робити вибір між витратами обчислювальних ресурсів й інформативністю моделі. У випадку SE-моделей процесу різання ресурси визначаються розміром SE та їх кількістю. Наприклад, у часовому вираженні час розрахунку пропорційний  $N^n$ , де  $N$  - кількість скінченних елементів, обернено пропорційна квадрату розміру елемента;  $n$  - показник ступеня, більший за одиницю, й залежить від алгоритму інтегрування, типу SE, моделі матеріалу й інших

умов. У випадку явного інтегрування із застосуванням чотирикутних симплекс-елементів з моделлю матеріалу Джонсона–Кука в LS-DYNA  $n \approx 1,50$  (рис. 3.2 та 3.3).

Шляхом моделювання процесу ортогонального різання із застосуванням описаного закону тертя отримані скінченно-елементні сітки, що формують при стружкоутворенні застійну зону та реалізують зсув всередині стружки (рис. 3.2). Враховуючи вимоги до ресурсів та інформативність моделі, це дозволяє стверджувати, що реалізацію описаного закону тертя ефективно виконувати залежно від рівня деталізації моделі процесу різання в такий спосіб:

- на рівні деталізації «Лезо» -  $\tau_{\max} = \tau_i(\sigma_n, \varepsilon_p, V_c, T)$ , що відображає зовнішнє тертя при  $\dot{\gamma} \rightarrow 0$  з одночасним передбаченням скінченних елементів з характерним розміром не більше 2 мкм на контактній поверхні для моделювання внутрішнього тертя при  $\dot{\gamma} > 0$ ;

- на рівні деталізації «Інструмент» -  $\tau_{\max} = \min\left(m\sigma_s(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T), \tau_i(\sigma_n, \varepsilon_p, V_c, T)\right)$ , що відображає конкуренцію внутрішнього та зовнішнього тертя без уточнення координати  $\dot{\gamma}$  реалізації зсуву.

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 і температур. Це зумовлено відсутністю математичного апарату, 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 у працях І. В. Крагельського [48], Т. С. Н. Chils [76], К. L. Johnson [77], М. М. Міхіна [78], М. Б. Демкіна та Е. В. Рижова [79], А. Г. Суслова [80] та інших, дають у загальному випадку лише якісний опис явищ, що відбуваються при ковзанні на контактних поверхнях леза різального інструменту, та, здебільшого, не прийнятні для моделювання процесу різання через свою складність, врахування термомеханічного стану поверхонь контакту через їх мікротвердість та наявність емпіричних коефіцієнтів. Особливо це

стосується співвідношень для прогнозування деформаційної складової сил опору ковзанню. Тому метою цього розділу є розроблення 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.

### 3.2 Розрахунок деформаційної складової

Відповідно до молекулярно-механічної теорії, як зазначено у п. 1.2.3.2, деформаційний опір ковзанню обумовлений багаторазовим деформуванням мікрооб'ємів поверхневого шару нерівностями, що заглибилися. Тому в цій роботі знаходимо залежність [6, 48]:

$$\tau_d = \tau_d(\sigma_n, \Psi) \text{ або } \tau_d = \mu_d(\sigma_n, \Psi) \cdot \sigma_n. \quad (3.6)$$

Для визначення впливу різних факторів на деформаційну складову сил тертя в парі «оброблюваний-інструментальний матеріали» в роботі використано скінченно-елементну модель системи двох тіл, що переміщуються з постійною швидкістю  $V$  одне відносно іншого в умовах безперервного стискання постійною силою  $P$  (рис. 3.4) – м'якого режиму навантаження. «Заготовка» в початковий момент часу прийнята абсолютно рівною, в той час як мікрорельєф «інструмента» задавався параметрами  $Ra$ ,  $t_m$ ,  $S_m$  відповідно до такої моделі

$$y(x) = y_{\text{deterministic}}(x) + y_{\text{stochastic}}(x), \quad y_{\text{stochastic}}(x) = f(Ra, t_m, S_m), \\ y_{\text{stochastic}}(x) = \text{norm}(M_s, D_s), \quad (3.7)$$

де  $M_s$  – математичне сподівання випадкової висоти мікронерівностей;  $D_s$  – дисперсія відхилення випадкової висоти мікронерівностей. Досліджувана ділянка



контактної поверхні становила приблизно 120 мкм. Середній розмір скінченного елемента становив 0,8 мкм.

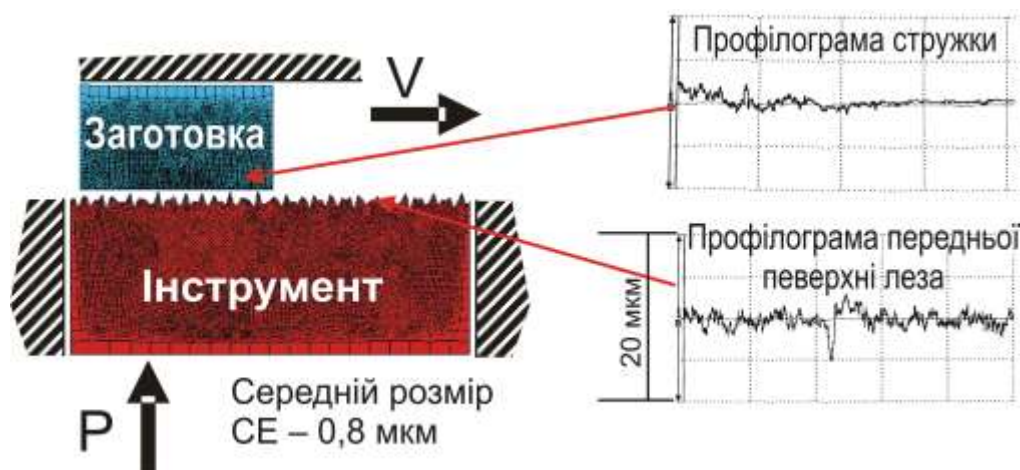


Рисунок 3.4 - Розрахункова схема

Залежно від  $t_m$  функція  $y_{\delta\delta\delta\delta\delta\delta}(x)$  визначалася таким співвідношенням:

$$y_{\delta\delta\delta\delta\delta\delta}(x) = f(Ra, t_m, S_m) = \begin{cases} \sin\left(\frac{\pi}{S_m} l\right) i \delta \delta t_m \rightarrow 50\%, \\ k_{30} \left(\frac{2l'}{S_m} - 1\right)^6 i \delta \delta t_m \rightarrow 30\%, \\ -k_{70} \left(\frac{2l'}{S_m} - 1\right)^6 i \delta \delta t_m \rightarrow 70\%, \end{cases} \quad (3.8)$$

де  $l' = l - [l / S_m] S_m$ ,  $t_m$  - відносна опорна довжина на висоті середньої лінії;  $S_m$  - крок мікронерівностей на висоті середньої лінії. Форма мікронерівностей, розрахована за формулою (3.8), наведена на рис. 3.5.

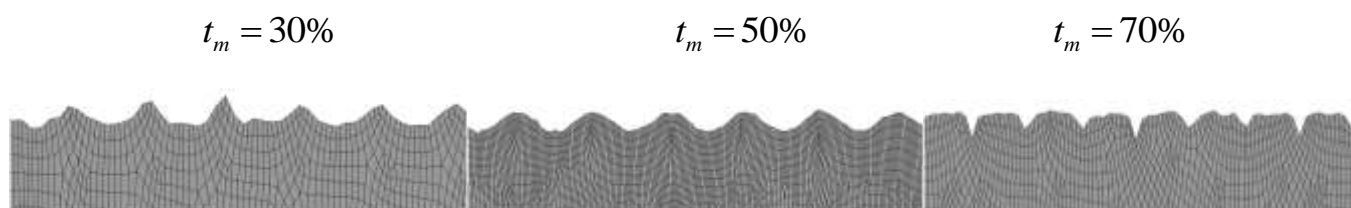


Рисунок 3.5 - Модель мікрогеометрії поверхні «інструмента» при різних значеннях відносної опорної довжини на висоті середньої лінії  $t_m$

Обидва тіла вважалися деформованими. Визначальне рівняння заготовки відповідало пружно-пластичному тілу зі сталі 45 твердістю 180 НВ у формі Джонсона-Кука [44], МПа, без врахування швидкості деформації та температури:

$$\sigma_s = 553 + 601\varepsilon_p^{0,234}. \quad (3.9)$$

Вважалося, що руйнування поверхні заготовки можливе при накопиченні в скінченному елементі пластичних деформацій на рівні 2.5 [33] шляхом його видалення зі скінченно-елементної сітки.

«Інструмент» вважався пружно-пластичним тілом з нескінченною міцністю. Визначальне рівняння відповідало твердому сплаву ВК8, МПа, у такому вигляді [81]:

$$\sigma_s = 400 + 237000\varepsilon_p. \quad \text{Інші параметри матеріалів приймалися такими:}$$

$$E_{\text{сплав}} = 560 \text{ ГПа}, \quad \mu_{\text{сплав}} = 0,25, \quad \mu_{\text{інструмент}} = 0,3.$$

Для дослідження впливу різних факторів на коефіцієнт тертя параметри моделі змінювалися у таких діапазонах:  $E_{\text{інструмент}}$  від 100 до 400 ГПа,  $\sigma_{\text{ог}}$  - від 250 до 1000 МПа,  $R_a$  - 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.

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 мікрометри відносного ковзання за рахунок її пластичної деформації та зміцнення мікронерівностями інструменту (рис. 3.6). Тобто відбувається адаптація поверхні заготовки до умов ковзання. Глибина цих змін в досліджах становила 2-5 мкм. Шлях, який необхідний для завершення цієї адаптації, становив близько 60 мкм. Під час адаптації поверхні величина накопичених пластичних деформацій постійно збільшується і по завершенні адаптації досягає рівноважної величини, що забезпечує достатню міцність поверхні для опору проникненню в неї мікронерівностей, які знаходяться на поверхні леза інструмента (рис. 3.7).

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

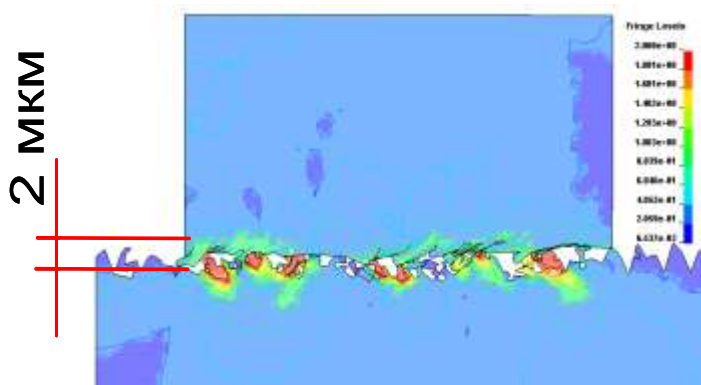


Рисунок 3.6 - Вигляд контакту поверхонь заготовки та інструменту при  $\sigma_n = 550$  МПа після відносного ковзання на шляху 40 мкм

поверхні до фактичної границі плинності поверхні заготовки (рис. 3.8), що дозволяє з задовільною похибкою визначати  $\mu_d$  із емпіричного рівняння:

$$\mu_d = 0,150 \left( \sigma_{nr} / \sigma_s \left( \bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T \right) \right)^{2,3} \quad (3.10)$$

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 зі зведеним модулем

$$\text{пружності } E^* = \left( \frac{1 - \nu^2}{E} + \frac{1 - \nu^2}{E_{\text{заб}}} \right)^{-1}, \text{ зі співвідношенням } \sigma_n / \sigma_s \left( \bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T \right),$$

найбільшою висотою виступів (глибиною згладжування)  $R_p$  та відносною опорною довжиною на висоті середньої лінії  $t_m$ .

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

$$K_r = \frac{A_r}{A_0} \approx 1 - e^{-c_r \frac{\sigma_n}{\sigma_s}}, \quad (3.11)$$

$$\text{де } c_r = 0,33 \left( \frac{E^*}{E_0^*} \right)^{-0,4} \left( \frac{\ln(Rp / Rp_0)}{\ln(tm)} + 4,0 \right) \text{ при } Rp_0 = 1 \text{ мкм та } E_0^* = 163 \text{ ГПа для}$$

досліджуваних умов взаємодії сталі з твердим сплавом. Перевірка формули (3.11) показала, що середнє квадратичне відхилення прогнозу  $K_r$  у діапазоні від 0,05 до 0,8 становить 0,054, що свідчить про достатню точність прогнозу  $K_r$  при великих (більших 0,25) його значеннях, що відповідають великим нормальним напруженням на контактній поверхні леза.

### 3.2.1 Дослідження ролі деформаційної складової сили опору ковзанню при різанні

Аналіз формул (3.10) та (3.11) показує, що зі збільшенням зміцнення контактної поверхні заготовки за інших рівних умов фактична площа контакту буде

зменшуватися, а отже, будуть зростати фактичні нормальні напруження та коефіцієнт  $\mu_d$ . При знеміцненні слід очікувати зворотний процес. Це пояснює зміну ролі деформаційної складової у сумарній силі тертя на контактній поверхні леза при підвищенні температури різання (рис. 3.10). Розглядаючи процес стружкоутворення вже дещо зношеним лезом, коли висота мікронерівностей у кілька разів більша за початкову, шляхом моделювання встановлено, що при підвищенні температури різання частка 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. 3.11). Враховуючи дані розділу 4 та отримані результати приходимо до висновку, що при малих та середніх температурах адгезійна та деформаційна складові практично однакові, при високих – деформаційна складова зменшується.

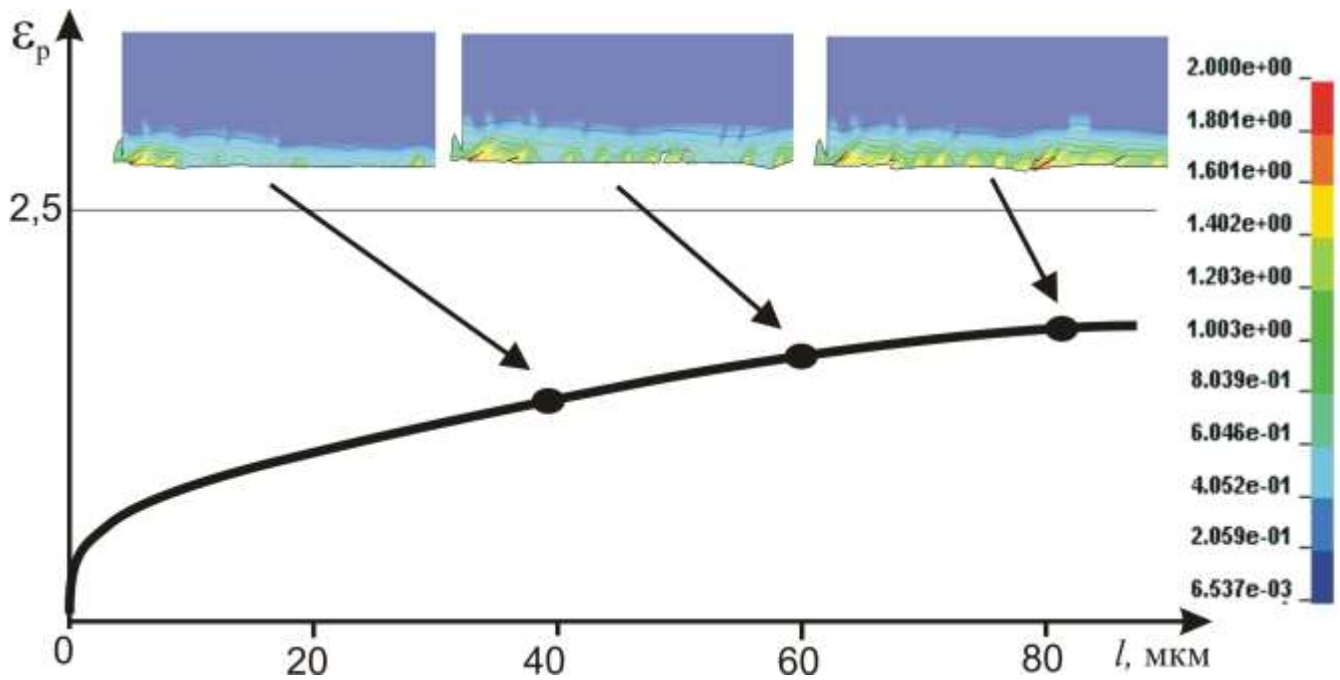


Рисунок 3.7 - Типова зміна величини пластичної деформації в поверхні заготовки під час її ковзання відносно шорсткої поверхні інструменту

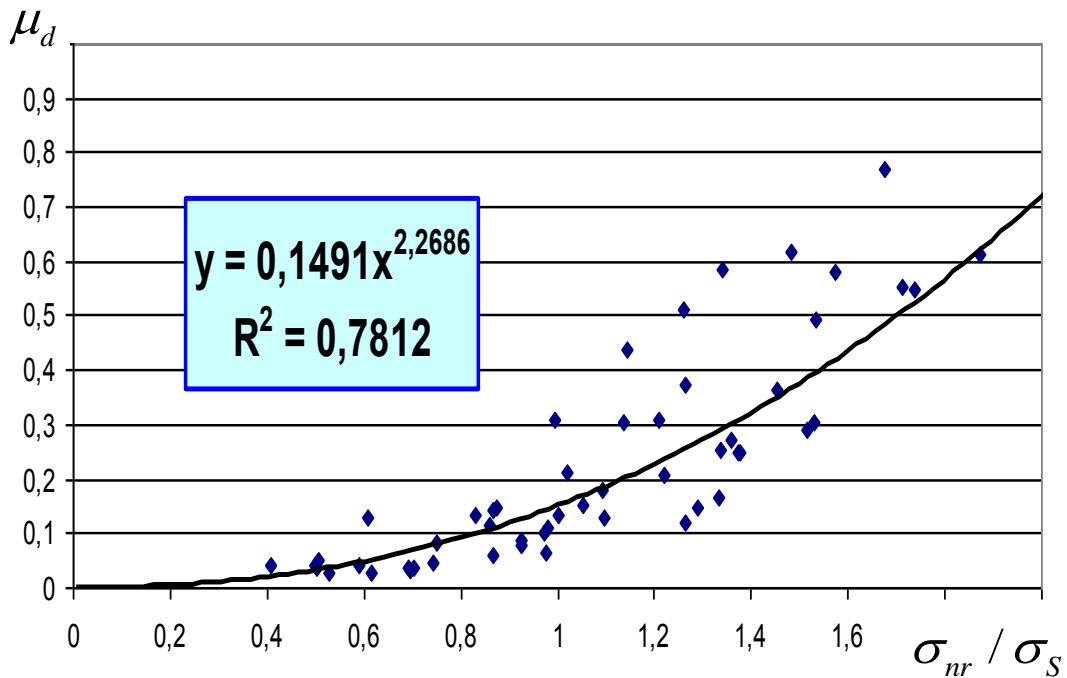


Рисунок 3.8 - Вплив відношення фактичних напружень на контактній поверхні до фактичної границі плинності поверхні заготовки на величину деформаційної складової коефіцієнта тертя в межах досліджуваної області варіювання параметрів моделі

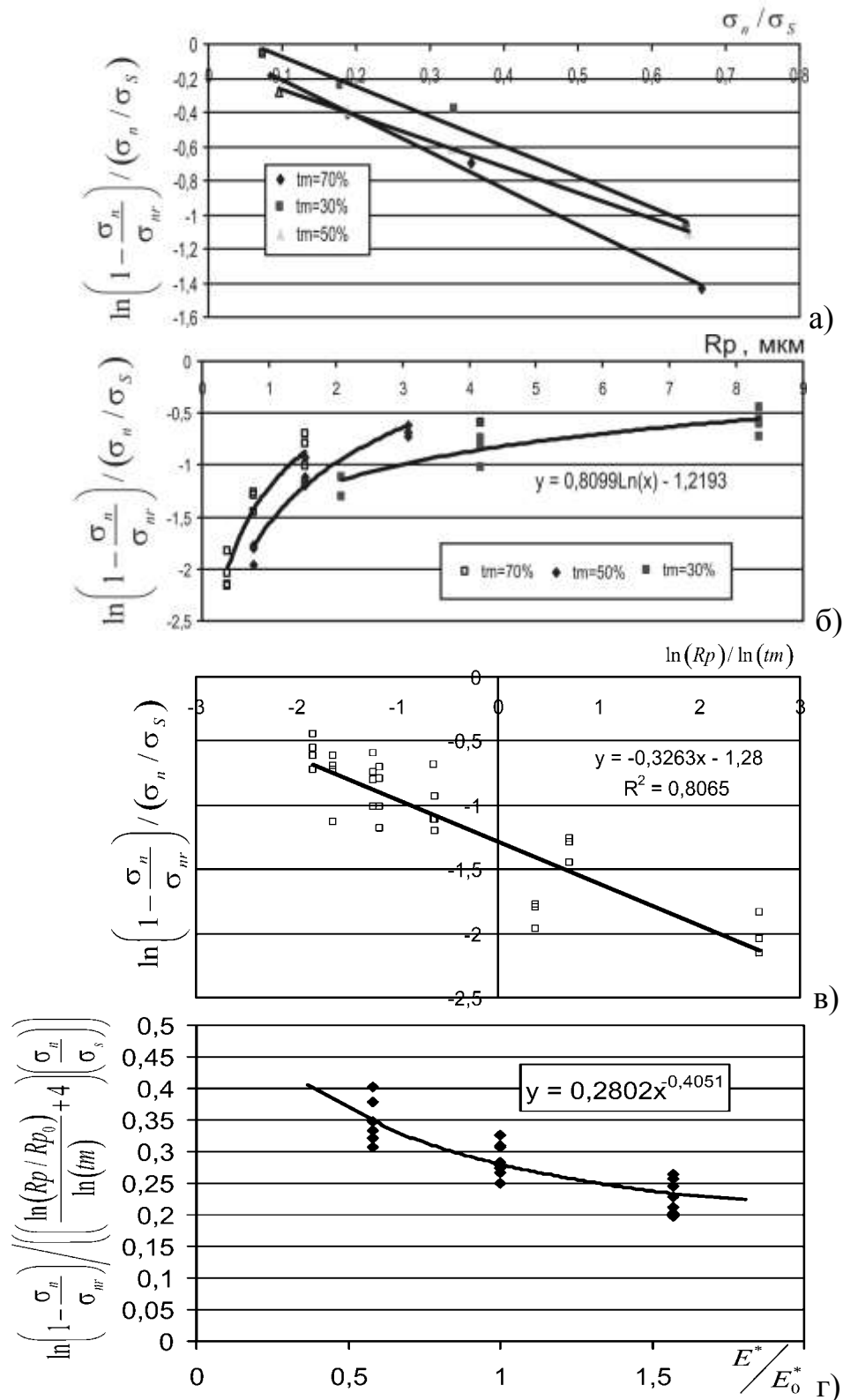


Рисунок 3.9 - Вплив нормальних напружень (а), найбільшої висоти мікроступів (б), відношення логарифма найбільшої висоти мікроступів до логарифма опорної довжини на висоті середньої лінії (в) та зведеного модуля пружності (г) на співвідношення між номінальними та фактичними нормальними напруженнями

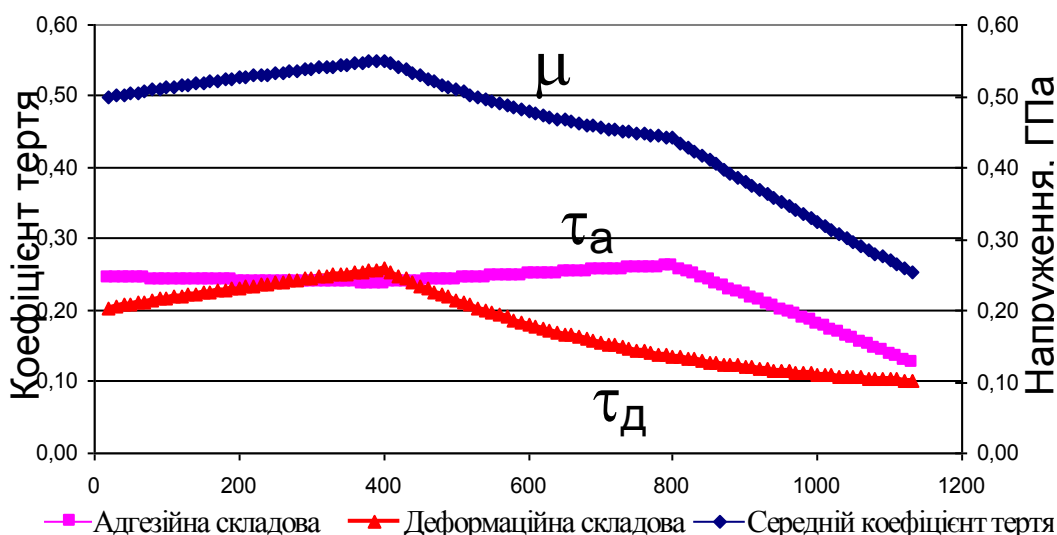


Рисунок 3.10 - Зміна співвідношення між адгезійною та деформаційною складовими дотичних напружень зі зміною температури: Сталь 45 – Т15К6;  $R_p = 0,8$  мкм;  $t_m = 70\%$ ;  $\tau_0 = 100$  МПа,  $\beta = 0,2$  [49];  $V = 150$  м/хв,  $a = 0,2$  мм

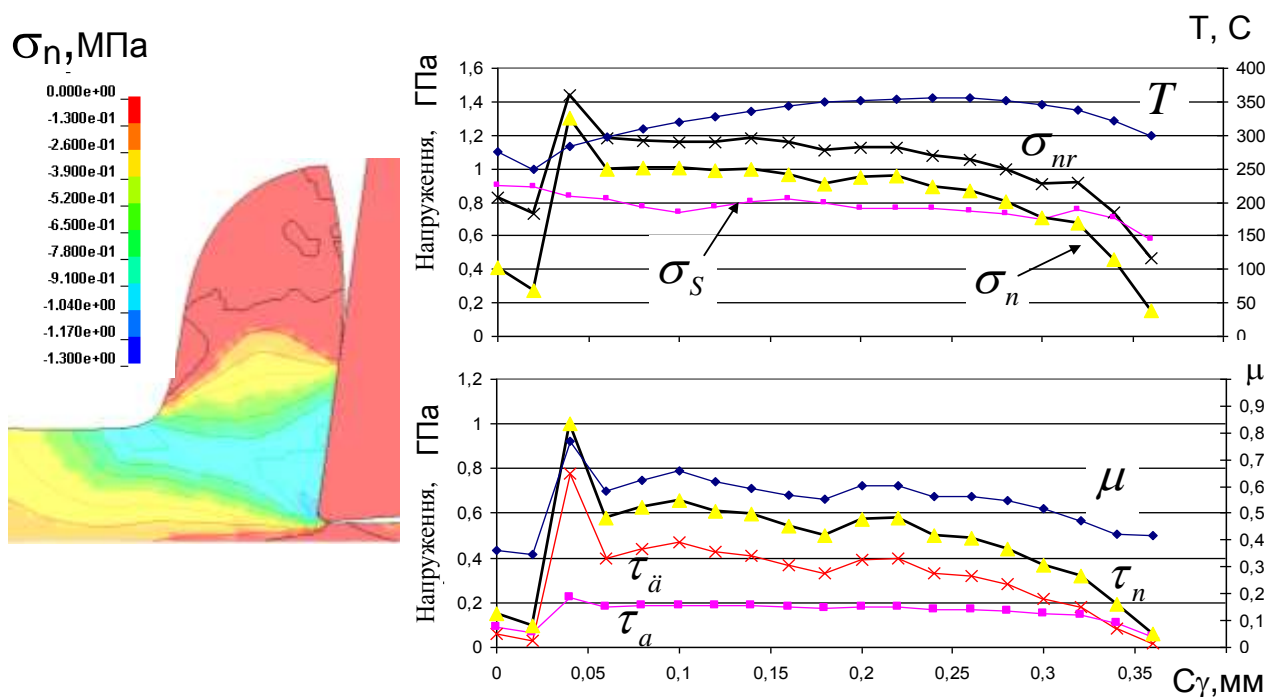


Рисунок 3.11 - Зміна співвідношення між адгезійною та деформаційною складовими дотичних напружень зі збільшенням відстані від різальної кромки. Умови за рис. 3.10.

### 3.2.2 Розрахункова схема

Розрахункова схема являє собою твердосплавне лезо с переднім кутом  $\gamma$  і заднім кутом  $\alpha$ , що переміщуючись із постійною швидкістю різання  $V$  зрізує з плоскої заготовки шар постійної товщини  $a$ . Ширина леза на 20% більша від ширини заготовки. Ширина заготовки обрана 2 мм, оскільки це мінімальна ширина, що реалізує умови плоскої деформації в площині симетрії моделі. Обробка виконується без МОТС. Швидкість різання - 100 м/хв, товщина зрізу - 0,15 мм (додаток Г.7).

У розглянутому випадку прийняті припущення: технологічна система прийнята абсолютно жорсткою, лезо - абсолютно-жорстким, ідеальної форми, без покриття, заготовка наведена прямокутним паралелепіпедом з пружно-пластичного матеріалу з товщиною під поверхнею різання, що дорівнює одній товщині зрізу. Розглянуто випадок розрахунку температурного поля, формованого в результаті теплопровідності.

Граничні умови при визначенні напружено-деформованого стану реалізовані жорстким закріпленням основи прямокутної заготовки й обмеженням переміщення леза в напрямку осі  $Y$ . Навантаження прикладалися до інструменту його переміщенням у напрямку, протилежному позитивному напрямку осі  $X$ , зі швидкістю різання.

Характерний розмір  $SE$  обраний таким чином, щоб забезпечити не менш 10 елементів по товщині шару, що зрізується. Цим забезпечується похибка у визначенні товщини стружки близько 10% (видаляється 1 елемент стружки з 10 по товщині).

### 3.2.3 План модельного експерименту

План експерименту представлений у таблиці 3.1. Фактори, що залишалися незмінними у всіх віртуальних випробуваннях:  $V=100$  м/хв,  $S=0,15$  мм/об,  $b=1$ мм,



$\gamma=0^\circ$ ,  $\alpha=10^\circ$ ,  $\rho=20\text{мкм}$ . Діапазон зміни коефіцієнту зовнішнього тертя  $\mu$  обрано у межах від 0 до 1 з метою дослідити випадки, що в реальності поки що неможливі, але можуть потенційно становити інтерес. Величина  $\tau_{\max} = 2000$  МПа обрана з метою дослідження випадку відсутності внутрішнього тертя на контактній поверхні, оскільки за цих напружень умова внутрішнього тертя не виконається в розрахунку ні в якому випадку.

Для базового режиму різання розглянутий вплив коефіцієнта зовнішнього тертя й максимальних дотичних напружень в умовах різання сталей 45 (додаток Г. 8) і 12Х18Н10Т (додаток Г.9). Обчислення виконувалися на ПЕОМ CELERON 1.7 ГГц з обсягом оперативної пам'яті 512 Мб. Час обчислення однієї точки плану в середньому склало 6 годин.

Таблиця 3.1 План експерименту

№	Фактори, що варіювалися у випробуваннях		
	$\mu$	$\tau_{\max 45}$ , МПа	$\tau_{\max 12\text{Х}18\text{Н}10\text{Т}}$ , МПа
1	0,25	106	58
2	0,25	319	176
3	0,25	2000	2000
4	0,75	106	58
5	0,75	319	176
6	0,75	2000	2000
7	1,00	106	58
8	1,00	319	176
9	1,00	2000	2000
10	0	2000	2000

#### 3.2.4 Результати досліджень та їх аналіз

Результати обчислювального експерименту показують, що параметри  $\mu$  і  $\tau_s$  складно, але однозначно впливають на інтегральні показники процесу різання (табл. 3.2, 3.3 і рис. 3.13). Як видно з рис. 3.13, при великому значенні граничних дотичних напружень  $\tau_s$  зі збільшенням коефіцієнта зовнішнього тертя  $\mu$  проєкції сили різання й температура різання зростають монотонно при значеннях  $\mu \leq 0,75$  як

для сталі 45, так і для сталі 12X18Н10Т. Це обумовлено можливістю ковзання стружки по передній поверхні. Це бачимо на рис. 3.11,а. При  $\mu = 0$  дійсно має місце ковзання на передній поверхні, про що свідчить близька до швидкості різання величина швидкості відносного ковзання (1,2 м/с при швидкості різання 1,6 м/с).

При значеннях  $\mu > 0,75$  монотонність порушується внаслідок того, що сила опору зрушенню на поверхні контакту перевищує силу, що зрушує стружку. Залежно від границі плинності оброблюваного матеріалу може або тривати ковзання, або відбуватися вже утворення напливу без ковзання замість утворення стружки попереду передньої поверхні. Якщо границя плинності оброблюваного матеріалу істотно знижується з підвищенням температури, як, наприклад, у сталі 45 ( $m = 1$ ), то ковзання уздовж передньої поверхні продовжує відбуватися при великих  $\mu$  через зсуви, що відбуваються в приконтактному шарі стружки, міцність якого за рахунок підвищення температури зі збільшенням  $\mu$  знижується. Якщо ж границя плинності оброблюваного матеріалу несуттєво знижується з підвищенням температури, як, наприклад, у сталі 12X18Н10Т ( $m = 0,517$ ), то енергетично легше деформуватися матеріалу в обсязі шару, що зрізується, і наплив перед різальним лезом формується протягом великого проміжку часу. Це добре видно на рис. 3.12,б, де ковзання при  $\mu = 1,0$  на поверхні контакту при різанні сталі 12X18Н10Т практично відсутнє - швидкість відносного ковзання дорівнює 0. Переміщення матеріалу з шару, що зрізується у стружку відбувається на зовнішній поверхні шару, який зрізується, і утвориться наплив.

Ситуація змінюється, якщо граничні напруження  $\tau_s$  скінченні. Якщо  $\tau_s$  дорівнюють  $\sigma_s / \sqrt{3}$  (для сталі 45  $\sigma_s = 553$  МПа, для 12X18Н10Т  $\sigma_s = 305$  МПа), то, як видно з рисунка 3.13, коефіцієнт  $\mu$  практично перестає впливати на показники процесу різання через те, що напруження на більшій частині границі контакту визначаються величиною  $\tau_s$  як для сталі 45 (рис. 3.14), так і для сталі 12X18Н10Т (рис. 3.15).

Отримані в дослідженні розподіли контактних напружень повною мірою відповідають сучасним уявленням про розподіл напружень на контактній границі між стружкою й інструментом (див. розділ 1). Як видно з рис. 3.14 і рис. 3.15, нормальні напруження завжди більше дотичних напружень. І нормальні, і дотичні напруження безупинно збільшуються до різальної кромки. Дотичні напруження мають ділянки з розподілом, близьким до рівномірного. Має місце екстремальний розподіл контактної температури на передній поверхні.

Важливо відзначити тенденції в зміні розподілу контактних напружень зі зміною параметрів моделі тертя. Для обох розглянутих сталей зі збільшенням коефіцієнта  $\mu$  при  $\tau_s = 0$  спостерігається збільшення величини дотичних напружень та зменшення нормальних напружень (рис. 3.18 і рис. 3.19) на поверхні контакту. Разом з тим зі збільшенням  $\mu$  довжина контакту на передній поверхні збільшується, що призводить, незважаючи на зменшення нормальних напружень, до збільшення головної проекції сили різання (рис. 3.13). Наприклад, для сталі 45 зі збільшенням  $\mu$  від 0 до 1 довжина контакту збільшується з 0,23 до 0,46 мм (рис. 3.18), середні нормальні напруження  $\sigma_n$  зменшуються з 1250 МПа до 830 МПа (табл. 3.2, рис. 3.18), а головна проекція сили різання збільшується з 325 до 450 МПа (на 38%) і радіальна проекція збільшується з 50 МПа до 250 МПа (у 5 разів). Настільки значна різниця у ступені збільшення головної  $P_z$  і радіальної  $P_y$  проекцій сили різання пояснюється тим, що при  $\gamma = 0^\circ$  і нульовій фасці зношування на задній поверхні  $P_z$  визначається лише нормальними напруженнями (зменшуються) і площею контакту (збільшується), у той час як  $P_y$  визначається в основному дотичними напруженнями (збільшуються) і площею контакту (збільшується). У першому випадку ефекти компенсуються й одержуємо мале збільшення  $P_z$  зі збільшенням  $\mu$ , а у другому випадку ефекти додаються й отримуємо велике збільшення  $P_y$ .

Таблиця 3.2 Результати модельного експерименту з різання сталі 45

$V, \text{м/хв}$	$S, \text{мм/об}$	$b, \text{мм}$	$\mu$	$\tau_s, \text{МПа}$	$\gamma, ^\circ$	$\alpha, ^\circ$	$\rho, \text{мм}$	$P_z, \text{Н}$	$T, ^\circ\text{C}$	$P_y, \text{Н}$	$\sigma_n, \text{МПа}$	$\tau_n, \text{МПа}$
100	0,15	1	0,25	106	0	10	0,02	350	370	60	1250	101
100	0,15	1	0,75	106	0	10	0,02	340	360	60	1250	100
100	0,15	1	1	106	0	10	0,02	350	370	50	1300	110
100	0,15	1	0,25	319	0	10	0,02	380	450	92	1150	200
100	0,15	1	0,75	319	0	10	0,02	380	500	120	1200	310
100	0,15	1	1	319	0	10	0,02	410	520	130	1200	315
100	0,15	1	0	2000	0	10	0,02	330	340	40	1250	0
100	0,15	1	0,25	2000	0	10	0,02	380	480	100	1150	290
100	0,15	1	0,75	2000	0	10	0,02	470	700	250	1000	600
100	0,15	1	1	2000	0	10	0,02	460	880	250	830	500

Таблиця 3.3 Результати модельного експерименту з різання сталі 12X18H10T

$V, \text{м/хв}$	$S, \text{мм/об}$	$b, \text{мм}$	$\mu$	$\tau_s, \text{МПа}$	$\gamma, ^\circ$	$\alpha, ^\circ$	$\rho, \text{мм}$	$P_z, \text{Н}$	$T, ^\circ\text{C}$	$P_y, \text{Н}$	$\sigma_n, \text{МПа}$	$\tau_n, \text{МПа}$
100	0,15	1	0,25	58	0	10	0,02	350	440	60	1350	62,5
100	0,15	1	0,75	58	0	10	0,02	375	440	51	1400	50
100	0,15	1	1	58	0	10	0,02	350	445	65	1350	53
100	0,15	1	0,25	176	0	10	0,02	380	470	110	1300	130
100	0,15	1	0,75	176	0	10	0,02	385	470	92	1300	170
100	0,15	1	1	176	0	10	0,02	430	550	120	1600	170
100	0,15	1	0	2000	0	10	0,02	375	430	50	1400	-1
100	0,15	1	0,25	2000	0	10	0,02	400	525	135	1300	300
100	0,15	1	0,75	2000	0	10	0,02	550	700	345	1150	550
100	0,15	1	1	2000	0	10	0,02	740	700	375	1000	568

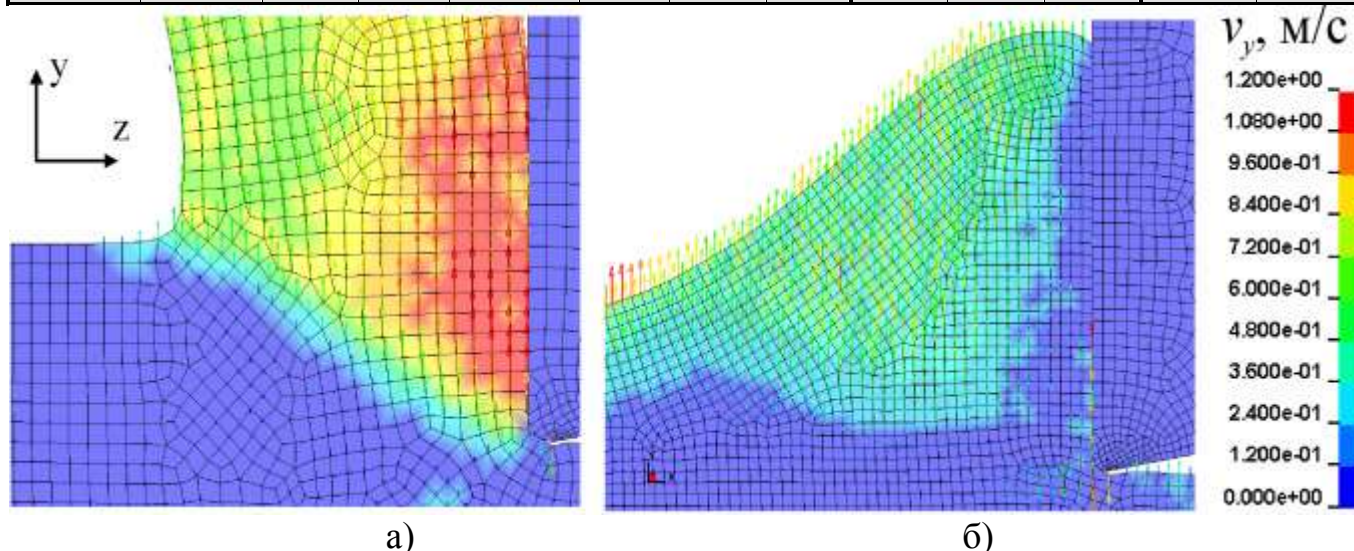
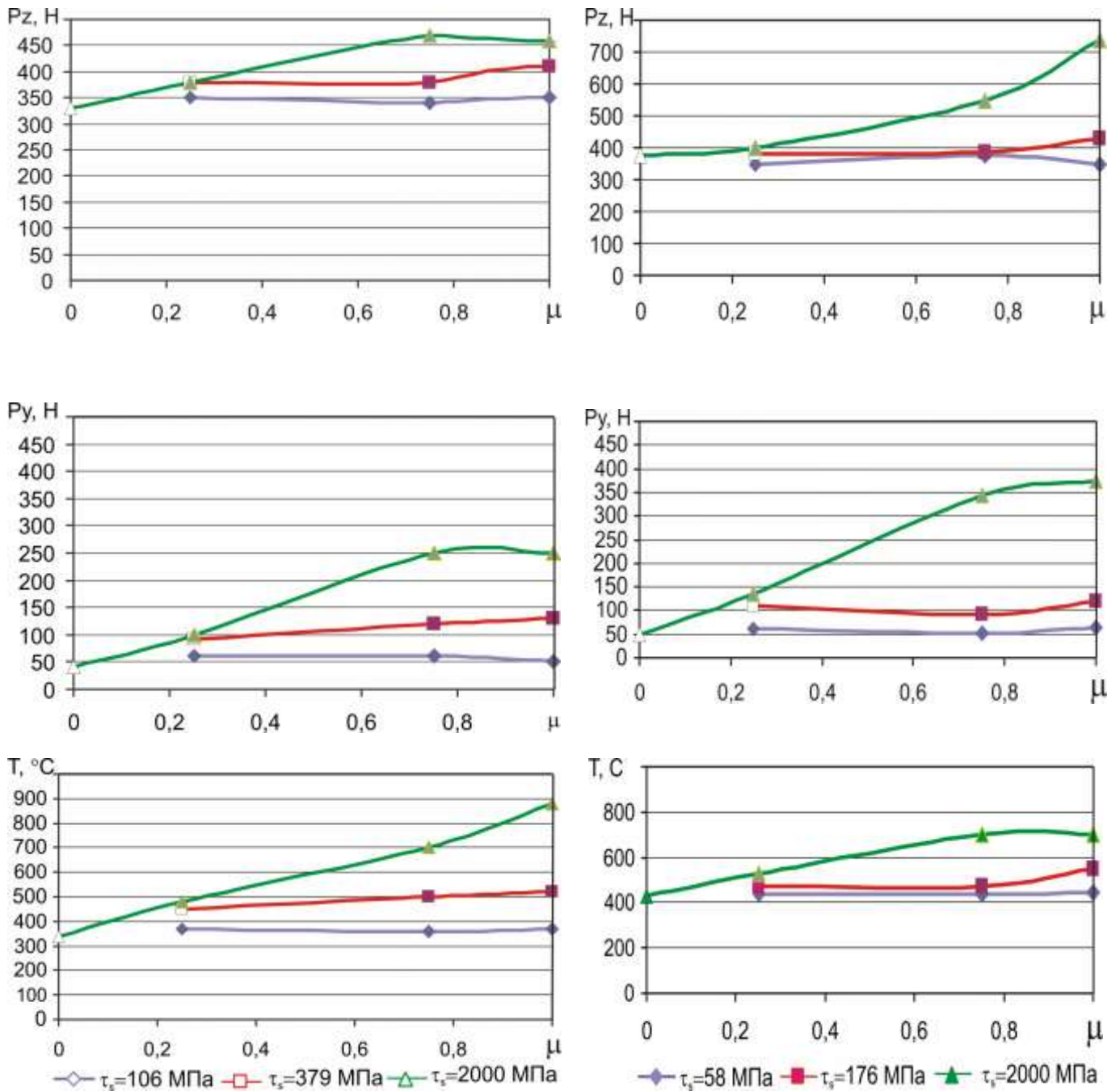


Рисунок 3.12 - Розподіл швидкостей у площині передньої поверхні (у напрямку осі  $y$ ) через 3 мм шляху різання для випадків утворення стружки (а) при  $\mu = 0$ ,  $\tau_s = 2000$  МПа, сталь 45 і утворення напливу (б) при  $\mu = 1,0$ ,  $\tau_s = 2000$  МПа, сталь 12X18H10T



а)

б)

Рисунок 3.13 - Вплив параметрів моделі тертя на інтегральні показники процесу різання при різанні сталі 45(а) і 12Х18Н10Т (б)

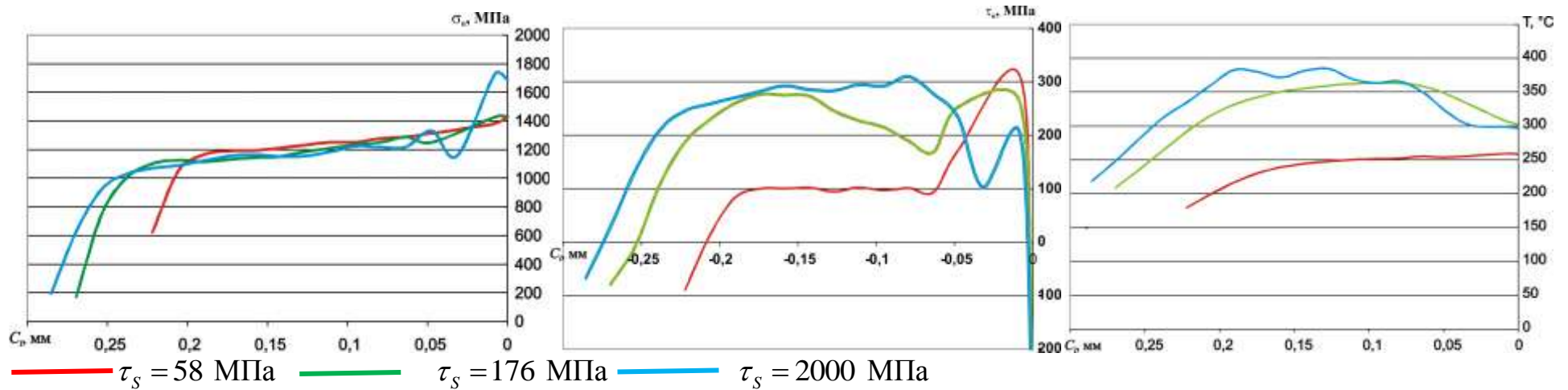


Рисунок 3.14 - Вплив величини граничних напружень  $\tau_s$  на розподіл контактних напружень при різанні сталі 45 з  $\mu = 0,25$

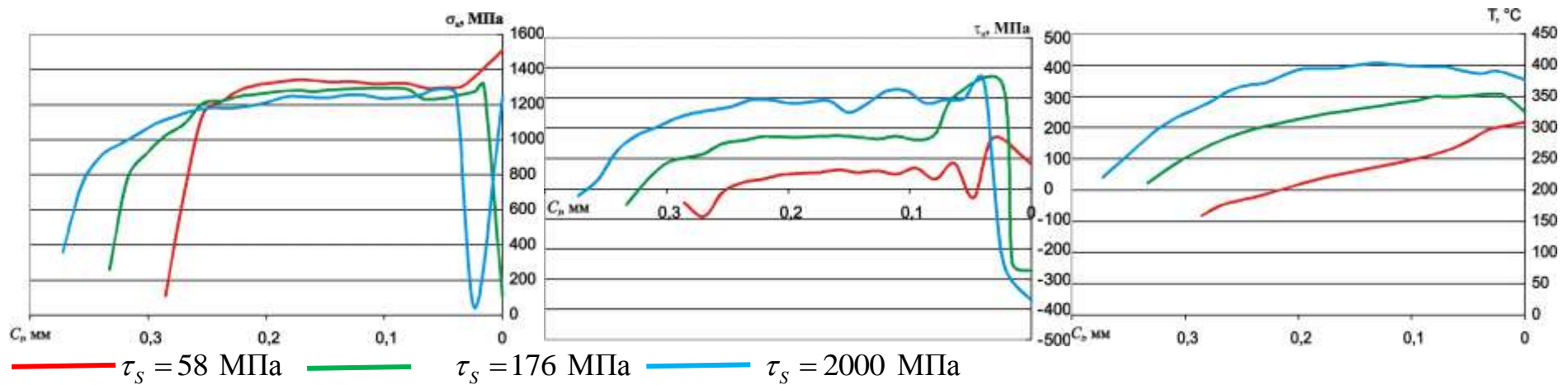


Рисунок 3.15 - Вплив величини граничних напружень  $\tau_s$  на розподіл контактних напружень при різанні сталі 12X18H10T з  $\mu = 0,25$

Можна помітити, що при різанні розглянутих сталей як при  $\tau_s = \infty$ , так і при  $\tau_s \leq \sigma_s / \sqrt{3}$ , у тому числі й при  $\mu \rightarrow 0$ , можна спостерігати в розподілі дотичних напружень досить протяжну ділянку із близьким до рівномірного розподілом напружень. Разом з тим  $\tau_s = \infty$  епюри розподілів нормальних напружень близькі за формою до епюрів розподілів дотичних напружень, у той час як при  $\tau_s \leq \sigma_s / \sqrt{3}$  епюри розподілів нормальних напружень незалежні від розподілу дотичних напружень (див. рис. 3.14 і рис. 3.18 для сталі 45; див. рис. 3.15 і рис. 3.19 для сталі 12X18H10T). Це свідчить про те, що розподіл контактних *дотичних напружень* визначається не тільки наявністю захоплення в зоні вторинних деформацій і пластичного контакту, але й геометричною конфігурацією зони різання. Тому навіть за наявності ковзання й припущень про кулонівське тертя можливо одержати рівномірні розподіли дотичних напружень на передній поверхні, що не припускається класичними теоріями (див. розділ 1).

Слід також зазначити, що зі збільшенням  $\tau_0$  складової адгезійного тертя навіть при  $\tau_d \rightarrow 0$  має місце зростання коефіцієнта тертя на передній поверхні при віддаленні від різальної кромки (рис. 3.17). Це зростання тим більше, чим більше  $\beta_0$  за рахунок зміни епюри розподілу нормальних та дотичних напружень, та тим більше, чим більше  $\tau_0$  за рахунок зростання абсолютної величини відношення  $\tau_n / \sigma_n$  при  $\sigma_n \rightarrow 0$ . Вищезазначене пояснює відоме з експерименту збільшення коефіцієнта тертя  $\mu$  при віддаленні від різальної кромки.

Цікаво відзначити (див. рис. 3.14в і рис. 3.15в), що при  $\tau_s = \infty$  максимальна контактна температура має місце приблизно в середині площадки контакту стружки з лезом. У той же час зі зменшенням  $\tau_s$  максимум контактної температури зменшується й зміщується до різальної кромки. Це, вочевидь, обумовлено збільшенням внеску теплоти пластичної деформації на температуру стружки порівняно з теплою тертя при зменшенні  $\tau_s$ .

Максимальне значення  $\bar{\mu}$  в розрахунках виявилось практично однаковим для обох сталей і приблизно дорівнювало 0,6 (рис. 3.16). Однак через різну величину границі

плинності в реальних умовах різання середні коефіцієнти тертя будуть різні. Причому через більшу здатність до зміцнення сталі 12Х18Н10Т порівняно зі сталлю 45 варто очікувати у першому випадку більший середній коефіцієнт тертя (рис. 3.16).

Таке поводження контактних напружень зі зміною параметрів моделі тертя  $\mu$  та  $\tau_s$  спричиняє зміну і середнього коефіцієнта тертя  $\bar{\mu}$ . Обчислення показують (рис. 3.16), що середній коефіцієнт тертя  $\bar{\mu}$  збільшується зі збільшенням як  $\mu$ , так і  $\tau_s$ . Це пов'язано як зі збільшенням сил опору ковзанню при збільшенні  $\mu$ , так і зі збільшенням їх максимально припустимої у заданих умовах величини  $\tau_s$ . Характерна незмінність  $\bar{\mu}$  в області більших  $\mu$  і  $\tau_s$  обумовлена відсутністю ковзання на передній поверхні.



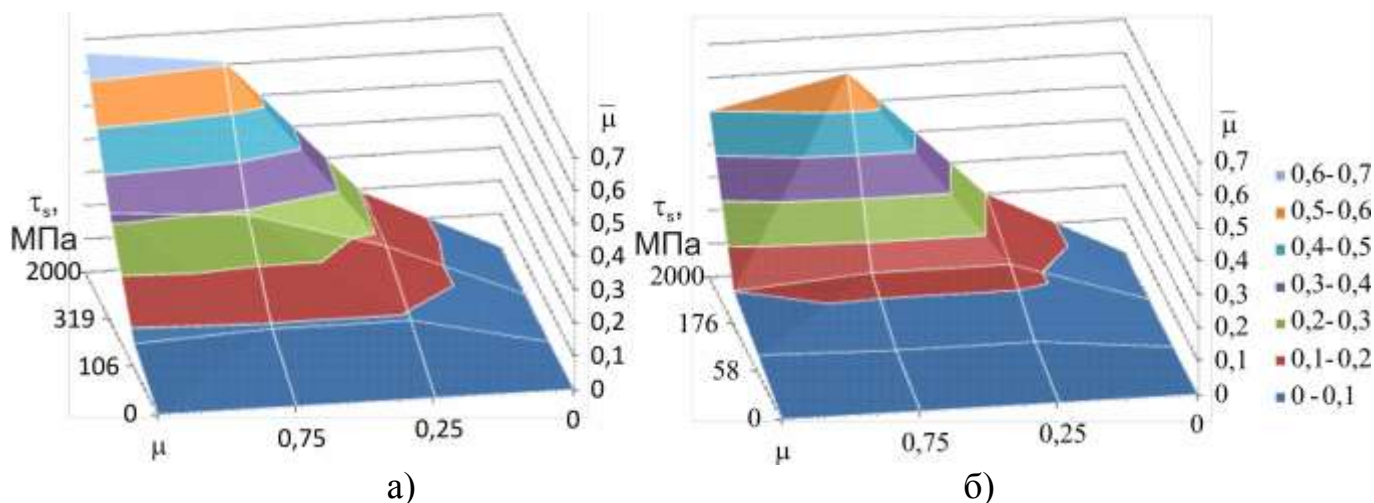


Рисунок 3.16 - Вплив параметрів моделі тертя ( $\mu$  і  $\tau_s$ ) на середній коефіцієнт тертя  $\bar{\mu}$  при ортогональному різанні сталі 45(а) і сталі 12X18H10T (б)

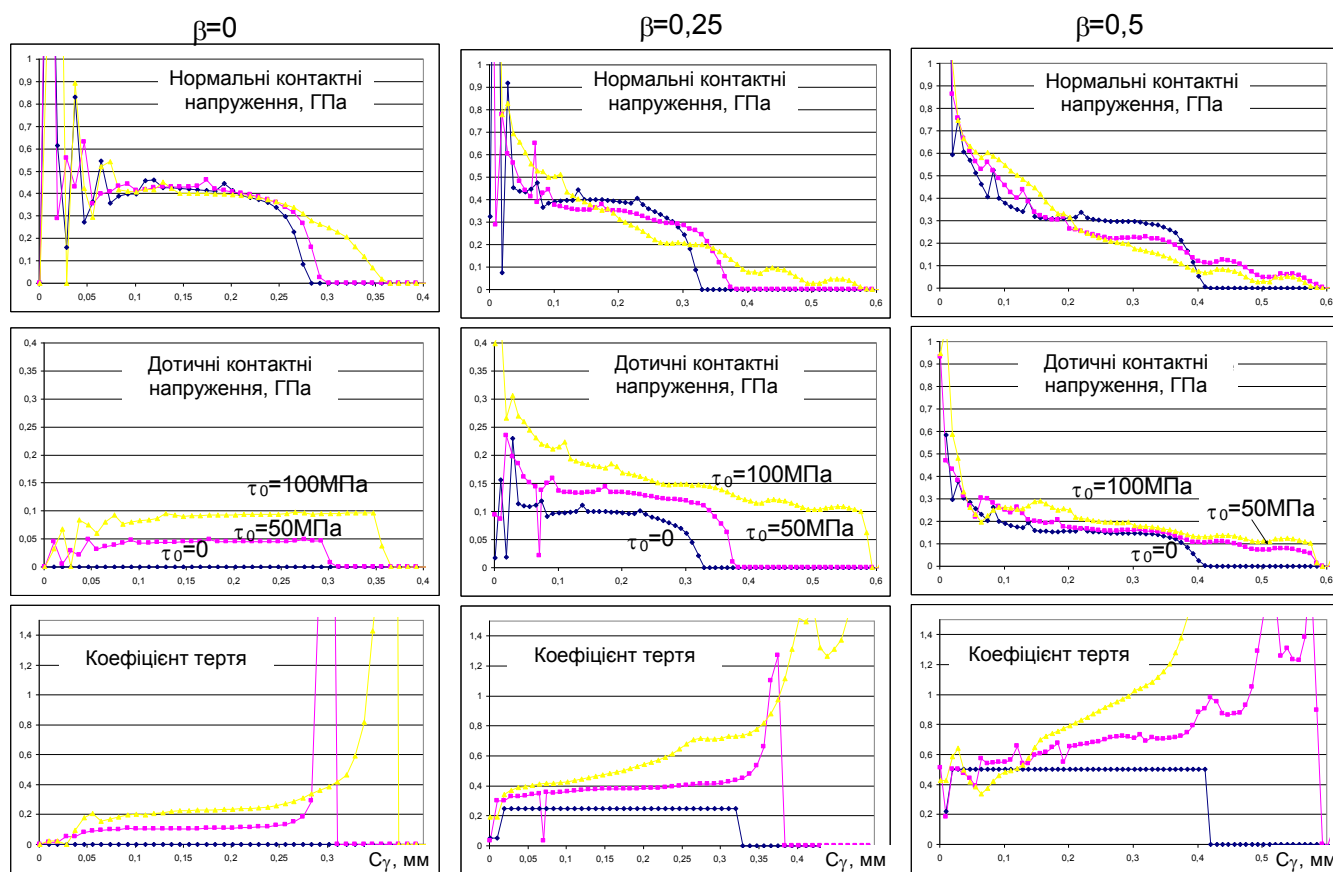
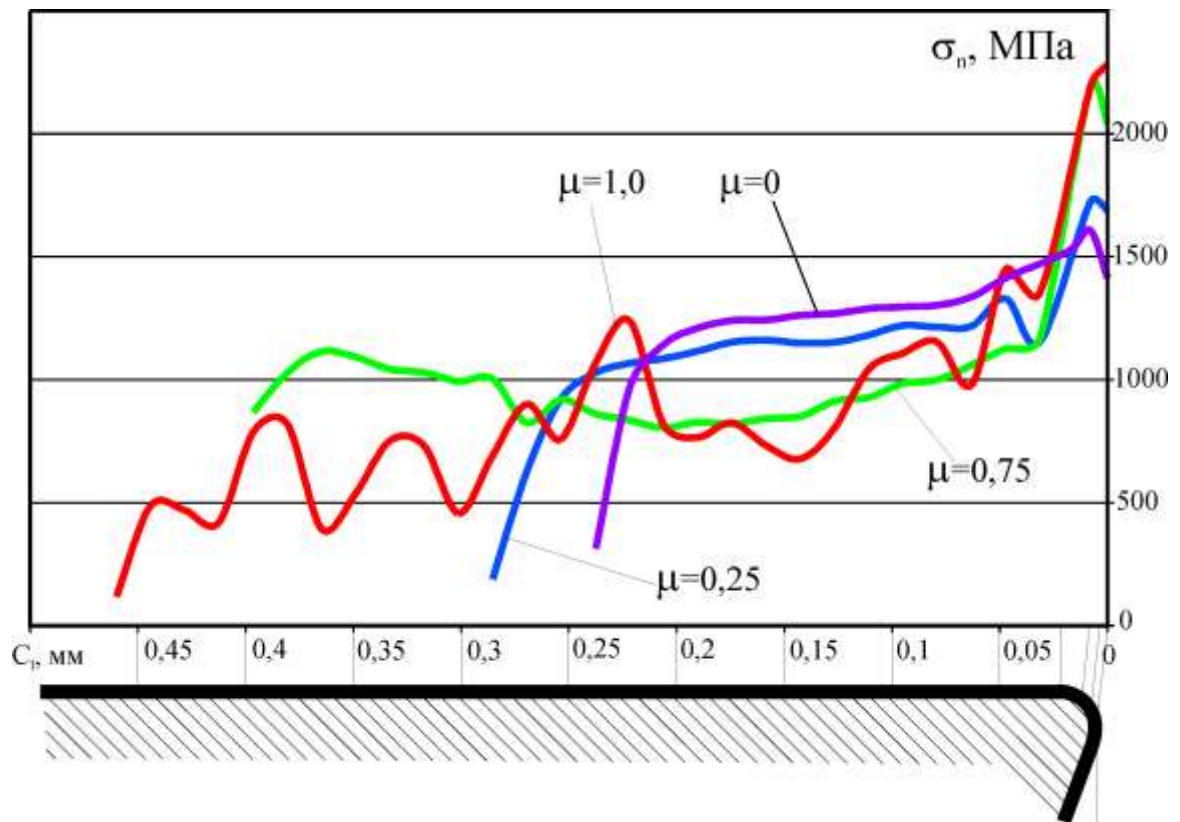
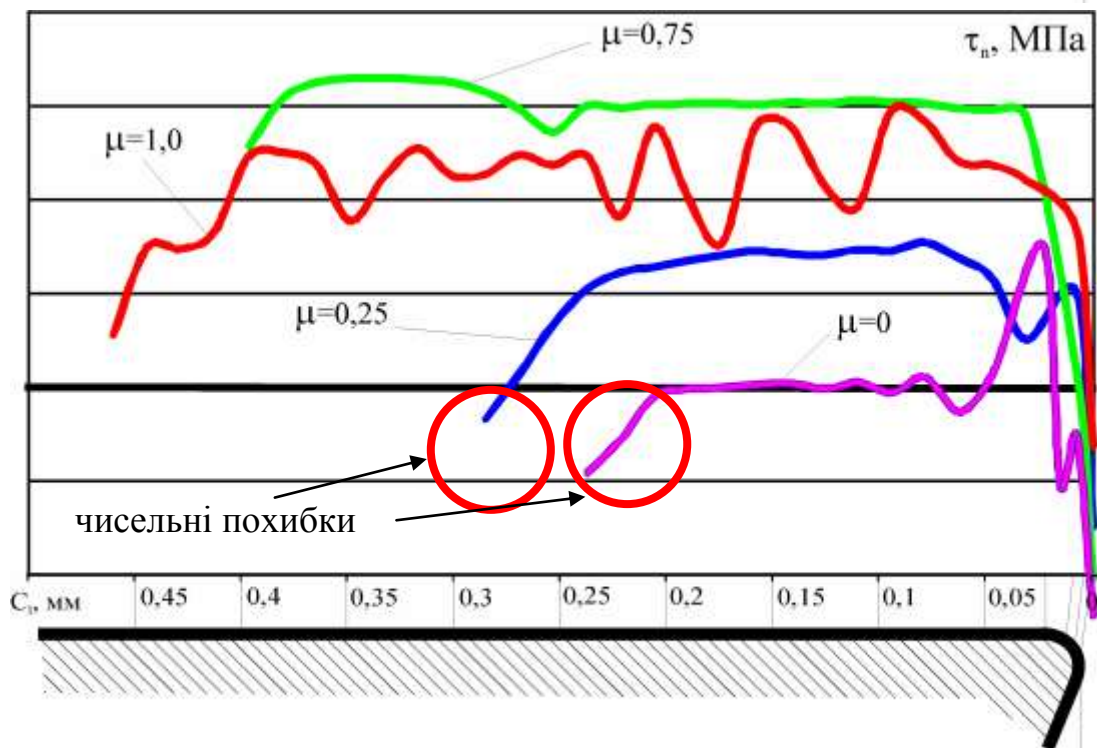


Рисунок 3.17 - Зміна параметрів контактної взаємодії вздовж поверхні контакту при нульовій деформаційній складовій  $\tau_{ii} \rightarrow 0$

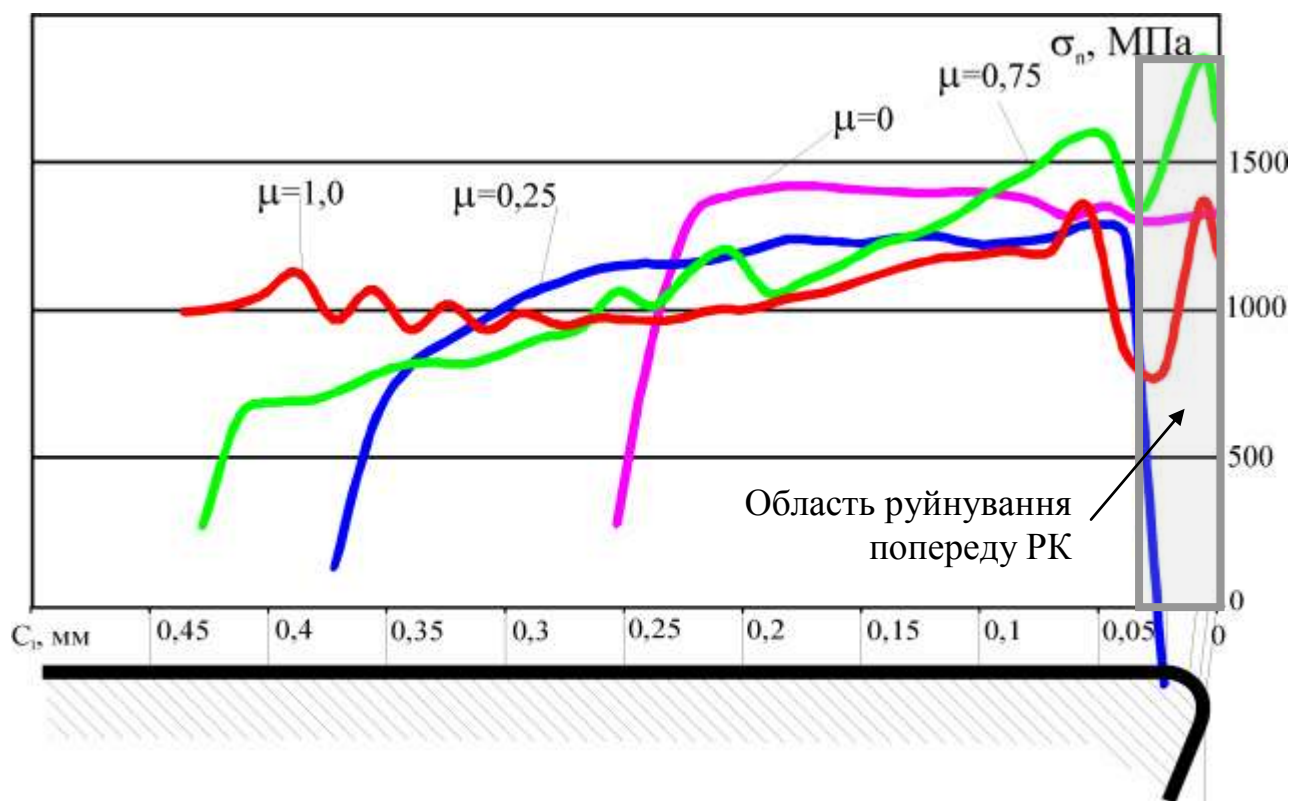


а)

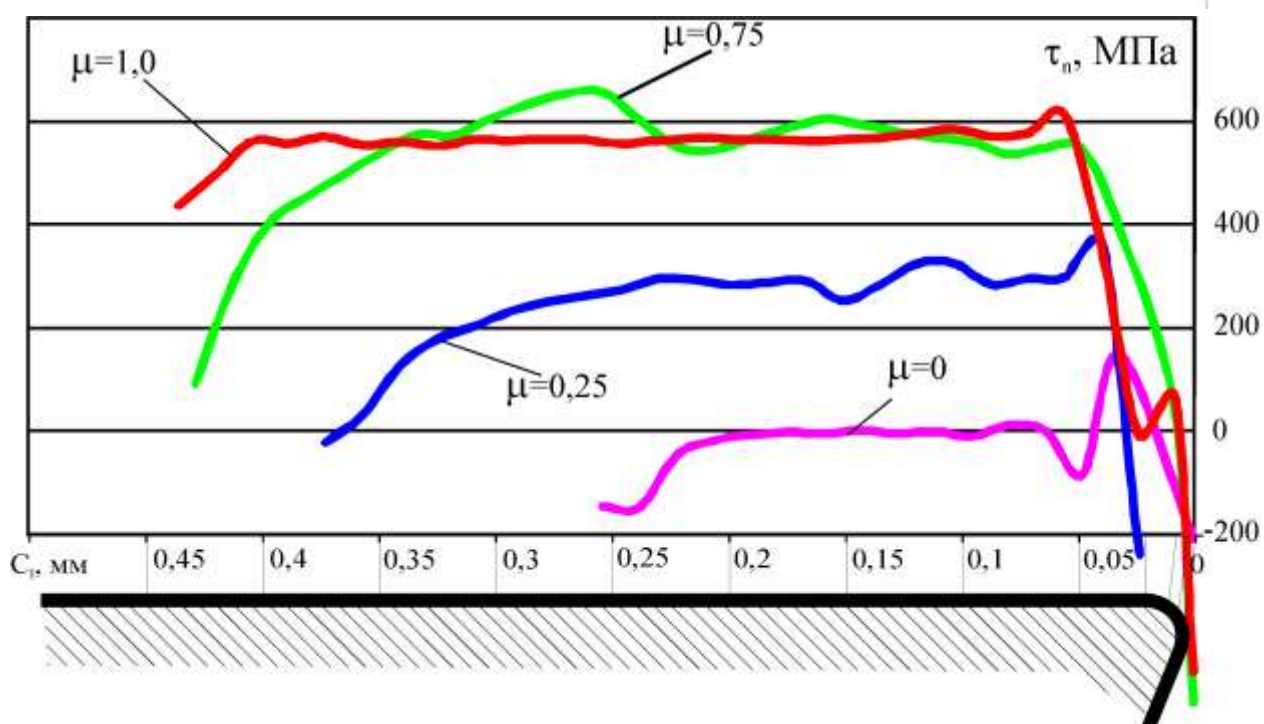


б)

Рисунок 3.18 - Розподіл нормальних і дотичних напружень при різних коефіцієнтах тертя (при точинні сталі 45)



а)



б)

Рисунок 3.19 - Розподіл нормальних і дотичних напружень при різних коефіцієнтах тертя (при точінні сталі 12X18H10T)

### 3.3 Висновки

1. Доведено, що реалізацію тертя за молекулярно-механічною теорією слід виконувати залежно від рівня деталізації моделі процесу різання:

- на рівні деталізації «Лезо» -  $\tau_{\max} = \tau_i(\sigma_n, \varepsilon_p, V_c, T)$ , що відображає зовнішнє тертя при  $\Upsilon \rightarrow 0$  з одночасним передбаченням скінченних елементів з характерним розміром близько 2мкм на контактній поверхні для моделювання внутрішнього тертя при  $\Upsilon > 0$ , де  $\Upsilon$  - координата вздовж нормалі до поверхні різального інструменту в заданій точці різальної кромки;

- на рівні деталізації «Інструмент» -

$$\tau_{\max} = \min\left(m\sigma_s(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T), \tau_i(\sigma_n, \varepsilon_p, V_c, T)\right),$$

що відображає конкуренцію внутрішнього та зовнішнього тертя без уточнення координати  $\Upsilon$  реалізації зсуву.

2. Розроблено SE-модель та виконано дослідження впливу різних факторів на деформаційну складову сили опору ковзанню. Проведені дослідження в діапазонах параметрів моделі:  $E_{\text{заготовки}}$  - від 100 до 400 ГПа,  $\sigma_T$  - 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  $E_{\text{інструмента}} = 560$  ГПа,  $S_m = 20$  мкм виявили, що при співвідношенні  $\sigma_n/\sigma_s(\varepsilon_p=0) > 0,5$  форма контактної поверхні «заготовки» за рахунок її пластичної деформації та зміцнення мікронерівностями «інструмента» повністю змінюється при їх відносному ковзанні вже на шляху декількох десятків мікрометрів. Тобто відбувається адаптація поверхні заготовки до умов ковзання. Встановлені емпіричні рівняння, що дозволяють з задовільною похибкою визначити деформаційну складову коефіцієнта тертя, фактичну площу контакту та фактичний нормальний тиск.

3. Проведений за розробленими залежностями аналіз показав, що зі збільшенням ступеня зміцнення контактної поверхні «заготовки», за інших рівних умов, фактична площа контакту буде зменшуватися, а отже, будуть зростати фактичні нормальні напруження та коефіцієнт  $\mu_d$ . При знеміцненні поверхневого шару «заготовки» слід очікувати зворотній процес. Саме тому, як встановлено з моделюванням процесу стружкоутворення, при підвищенні температури різання доля

деформаційної складової сили тертя зменшується, а адгезійної - зростає, що пояснює відоме збільшення коефіцієнта тертя зі збільшенням швидкості різання у тому діапазоні швидкостей різання, де утворюється наріст.

4. Встановлено, що зростання коефіцієнта тертя при віддаленні від різальної кромки зумовлено наявністю сил адгезійного опору ковзанню, що призводить до уповільнення зменшення дотичних напружень зі зменшенням нормальних напружень, причому цей ефект тим більший, чим більші початкова міцність адгезійних зв'язків та їх здатність до зміцнення зі збільшенням тиску.

5. Доведено, що модель ортогонального різання може бути застосована для визначення середнього коефіцієнта тертя  $\bar{\mu}$  на контактних поверхнях різального інструмента без виконання натурних досліджень процесу різання. Проведені модельні випробування з оброблення сталі 45 дали змогу визначити, що максимальне значення  $\bar{\mu}$  становить 0,7 при  $\tau_s=2000$  МПа. Враховуючи імовірну границю плинності сталі 45 при температурі різання 300-600°C, спрогнозовано, що імовірне значення  $\bar{\mu}$  буде знаходитися в діапазоні 0,5-0,6. Проведені експериментальні дослідження з точіння цієї сталі інструментом з ВК8 в діапазоні швидкостей від 20 до 70 м/хв показали, що середній коефіцієнт тертя у цьому діапазоні швидкостей становить 0,61, що відповідає прогнозованим значенням.

6. Результати досліджень опубліковані у працях [73, 74, 71].

## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Удосконалено методику моделювання процесів різання у податливій технологічній системі шляхом врахування контактної взаємодії на стиках. Виконані розрахунки та доведено працездатність моделі. Експериментально доведено, що прогнозована деформація технологічної системи за розробленою моделлю процесу стругання менша за реальну по причині як заниженої сили різання, так і неврахуванням зазорів у з'єднаннях.

2. Зменшення невизначеності механічних властивостей оброблюваного матеріалу в роботі досягнуто ідентифікацією законів зміцнення та в'язкого руйнування металів зі стандартних випробувань за умови їх апроксимації визначальним рівнянням і рівнянням пластичності, параметри яких визначаються апроксимацією комплексу даних випробувань на квазістатичне розтягання та стиск при нормальних і підвищених температурах, та ортогонального різання. Достовірність отриманих рівнянь при великих пластичних деформаціях, температурах та швидкостях деформації, що мають місце при різанні, забезпечується врахуванням під час розрахунку їх коефіцієнтів істинних величин напружень та деформацій в областях її локалізації у спеціальних зразках під час випробувань, що апробовано та доведено на практиці для чотирьох матеріалів різних груп.

3. Визначення адгезійної складової сили опору ковзанню при великих контактних тисках можливо з випробувань на вдавлювання сферичного індентора, що обертається, у півпростір. Методика, що розроблена в роботі, реалізує більш близькі до різання умови випробувань, ніж відомі методики, за рахунок забезпечення стабілізації мікрорельєфу та величини зміцнення контактних поверхонь за жорсткої схеми навантаження індентора при значному (10-30 обертів індентора) шляху тертя з малою відносною швидкістю ковзання. Врахування дійсного розподілу контактних напружень та величини деформаційної складової сили опору ковзанню забезпечило

визначення лінійної моделі саме адгезійної складової тертя. Для чотирьох матеріалів різних груп експериментально визначені коефіцієнти лінійної моделі адгезійної складової тертя.

6. Проведені експериментальні дослідження адгезійних складових дотичних напруг тертя методом вдавнення сферичного індентора в півпростір показали, що іонно-променева імплантація азотом поверхні твердого сплаву ВК8 сприяє зниженню здатності адгезійних зв'язків до зміцнення в парах «ВК8-сталей 45» і «ВК8-сталь 12Х18Н10Т», що призводить до істотного зменшення сумарного адгезійного тертя при більших контактних нормальних напругах. У силу цього варто очікувати зменшення середнього коефіцієнта тертя при різанні досліджених сталей інструментом із ВК8, а отже, і зниження сили різання, температури різання й підвищення стійкості інструмента.

**ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ**

1. Марочник сталей и сплавов/Под ред. В. Г. Сорокина. -М.: Машиностроение, 1989. -635 с.
2. Марковец М. П. Определение механических свойств металлов по твердости. -М.: Машиностроение, 1979. -191 с.
3. Development of a methodology to determine the flow stress from instrumented indentation testing using inverse analysis: Report No. HPM/ERC/NSM-04-R-23/C. Moradi, H. Cho, M. Walter, T. Altan. -Ohio: Ohio state university, 2004. -53 с.
4. Field J. E., Proud W. G., Walley S. M., Goldrein H. T. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies//Trends in Mechanics of Materials: New Experimental Methods in Material Dynamics and Impact. -Warsaw, 2001. -Т. 3. -С. 47- 76.
5. Meyer L. W., Halle T. , Herzig N. Determination of material data and development of constitutive equations for numerical simulations of high speed cutting processes//Proceedings of 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 131- 138.
6. Altan T. Material database for machining simulation: [Http://nsm.eng.ohio-state.edu/madams/](http://nsm.eng.ohio-state.edu/madams/). -Ohio: Ohio state university, 2000. -1 с.
7. Freitag A. , Sohrmann C. , Leopold J. Simulation of Burr Formation//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2005. -С. 641- 650.
8. Armarego E. J. Predictive modelling of machining operations - a mean of bridging the gap between theory and practice//CSME Forum. -Hamilton, 1996. - С. 18- 27.
9. Vijayaraghavan A. , Dornfeld D. Challenges in Modeling Machining of Multilayer Materials//И.д. -BERKELEY: University of California at Berkeley



10. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов. -М.: Машиностроение, 1979. -152 с.
11. Piendl S. , Aurich J. C., Steinicke M. 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 225- 233.
12. 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.
13. Ozel T. , Altan T. Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting//Int. J. of Machine tools & Manufacture. -2000. -Т. 40. -С. 133- 152.
14. Kolsky H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading//Proc. Phys. Soc. -London, 1949. -Т. 62. -С. 676-700.
15. Fournier J. Generation of Shock Waves by High-Energy Pulsed Laser. -1989.
16. Tounsi N. , Vincenti J. , Otho A. и др.и др. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation//International Journal of Machine Tools and Manufacture. -2002. -Т. 42. -С. 1373- 1383.
17. Hamann J. C., Grolleau V. , Le\_Maitre F. Machinability improvement of steels at high cutting speeds - study of tool/work material interaction//Annals of the CIRP. -1996. -Т. 45. -С. 87- 92.
18. Adibi-Sedeh A. H., Madhavan V. Effect of some modifications to Oxley's machining theory and the applicability of different material models//Machining Science and Technology. -2002. -Т. 6, № 3. -С. 379- 395.
19. Adibi-Sedeh A. H., Madhavan V. , Bahr B. Extension of Oxley's analysis of machining to use different material models//ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering. -2003. -Т. 125. -С. 656- 666.

20. Ozel T. , Altan T. MODELING OF HIGH SPEED MACHINING PROCESSES FOR PREDICTING TOOL FORCES, STRESSES AND TEMPERATURES USING FEM SIMULATIONS//Proceedings of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Atlanta: Ohio state university, 1998. -C. 225- 234.
21. Lei S. , Shin Y. C., Incropera F. P. Material Constitutive Modeling Under High Strain Rates and Temperatures Through Orthogonal Machining Tests//Journal of Manufacturing Science and Engineering. -1999. -T. 121. -C. 577- 585.
22. Kopac J. , Korosec M. , Kuzman K. Determinion of flow stress properties of machinable materials with help of simple compression and orthogonal machining test//Int. J. Mach.Tool Manuf. -2001. -T. 41. -C. 1275- 1282.
23. Ozel T. , Altan T. Process simulation using finite element method — prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in highspeed flat end milling//Int. J. of Machine tools & Manufacture. -2000. -T. 40. -C. 713- 738.
24. Shatla M. , Kerk C. , Altan T. Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data//International Journal of Machine Tools and Manufacture. -2001. -T. 41. -C. 1511- 153.
25. Chandrasekaran H. , Saoubi R. M. Modelling of material flow stress in chip formation process from orthogonal milling tests//Proceedings of the 7th CIRP Int. Workshop on Modelling Machining Operations. -Cluny,2004. -C. 234- 243.
26. Marusich T. D., Ortiz M. Modelling and Simulation of High-Speed Machining//Int. J. Num. Meth. Eng. -1995. -T. 38. -C. 3675- 3694.
27. Ozel T. Investigation of High Speed Flat End Milling Process: Ph.D.Dissertation. -Ohio, 1998. -162 c.
28. Shatla M. Prediction of Forces, Stresses, Temperatures and Tool Wear in Metal Cutting: Ph.D. Dissertation. -Ohio, 1999.

29. Grzesik W. , Nieslony P. , Bartoszek M. Comparative Assessment of the Tool Temperature Prediction using Analytical and Simulation Models//Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -Chemnitz, 2005. -С. 659- 666.
30. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания. -М.: Машгиз, 1956. -368 с.
31. Childs T. H., Dirikolu M. H. Modelling Requirements for Computer Simulation of Metal Machining//Turk. J. Engin. Environ. Sci. -2000. -Т. 24. -С. 81- 93.
32. Золоторевский В. С. Механические свойства металлов: Учебник для вузов. -М.: Металлургия, 1983. -352 с.
33. Колмогоров В. Л. Напряжение, деформация, разрушение. -Л.: Металлургия, 1970. -229 с.
34. Johnson G. R., Cook W. H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures//Engng Fracture Mechanics. -1985. -С. 31- 48.
35. Аркулис Г. Э., Дорогобид В. Г. Теория пластичности. -М.: Металлургиздат, 1987. -352 с.
36. Золоторевский В. С. Механические свойства металлов: Учебник для вузов. -2 изд. -М.: Металлургия, 1983. -352 с.
37. Oxley P. L. Mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability. -: Ellis Horwood Limited, 1989. -242 с.
38. Бобров Б. Ф. Основы теории резания металлов. -М.: Машиностроение, 1975. -344 с.
39. Сверхтвердые материалы. Получение и применение.: В 6- и т./Под ред. С. А. Клименко. -К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля, 2006. -Т.5: Обработка материалов лезвийным инструментом. -316 с.
40. Развитие науки о резании металлов/Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин и др. -М.: Машиностроение, 1967. -415 с.

41. Hoppe S. Experimental and numerical analysis of chip formation in metal cutting: Ph.D. dissertation. -Aachen: University of Aachen, 2003. -207 с.
42. Jaspers S. P. Metal Cutting Mechanics and Material Behaviour. - Eindhoven: Technische Universiteit Eindhoven, 1999. -173 с.
43. Залого 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.
44. 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.
45. Криворучко Д. В., Залого В. А., Некрасов С. С. К вопросу о перспективах моделирования методом конечных элементов процесса разрушения обрабатываемого материала (трещинообразования) при резании//Сучасні технології у машинобудуванні: збірник наукових праць. - Х.: НТУ "ХПИ", 2007. -Т. 4. -С. 237- 245.
46. Залого В. А., Криворучко Д. В., Некрасов С. С. Методика численной оценки показателей прочности обрабатываемого материала по его модели//Компрессорное и энергетическое машиностроение. -2008. -№ 14. -С. 47- 50.
47. Внуков Ю. Н. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов на основе исследования условий их трения с обрабатываемыми материалами и реализация новых технологических воз-можностей: Автореф. дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01/ МВТУ им. Н. Э. Баумана. -М., 1992. -45 с.
48. Крагельский И. В. Трение, изнашивание и смазка: Справочник; В 2- х т./Под ред. И. В. Крагельского. -М.: Машиностроение, 1978. -Т.1. -400 с.

49. Шустер Л. Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. -М.: Машиностроение, 1988. -96 с.
50. Ozel T. , Zeren E. Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting test//Journal of Material Processing Technology. -2004. -Т. 153. -С. 1019- 1025.
51. Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. -М.: Машиностроение, 1969. -150 с.
52. Chandrasekaran H. , Kapoor S. G. Photoelastic analysis of tool/chip interface stresses//Trans. ASME J. Manuf. Sci. and Eng. -1965. -Вып. 11. -Т. 87. -С. 495- 502.
53. Андреев Г. С. Исследование напряжений в рабочей части резца на порязризационно-оптической установке с применением киносъепок//Вестник машиностроения. -1958. -№ 5.
54. Остафьев В. А. Физические основы процессов резания металлов. -К.: Высшая школа, 1976. -136 с.
55. Childs T. H. Friction modelling in metal cutting//Wear. -2005.
56. Грудев А. П., Зильберг Ю. В., Тилик В. Т. Трение и смазка при обработке металлов давлением. -М.: Metallurgy, 1982. -312 с.
57. Dubar L. , Dubois A. Friction and wear phenomena in cold metal forming//J. Engineering Manufacture: an integrated approach. -2006. -Т. 220. -С. 1- 10.
58. Habak M. , leburn J. L., Badie-Levet D. Effect of the Microstructure on the Tool/Chip Tribological Contact in Hard Turning of 100Cr6 Bearing Steel//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2007. -С. 365- 372.
59. Hong S. Y., Ding Y. , Jeong J. EX-PERIMENTAL EVALUATION OF FRICTION COEFFICIENT AND LIQUID NITROGEN LUBRICATION EFFECT IN CRYOGENIC MACHINING//Machining Science and Tech-nology. - 2002. -Т. 6, № 2. -С. 235- 250.

60. Autenrieth H. , Weber M. , Kotschenreuther J. и др.и др. Influence of friction and process parameters on the specific cutting force and surface characteristics in micro cutting//Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2007. -С. 539- 548.
61. Tao Z. , Lovell M. , Yang J. Evaluation of Interfacial Friction in Material Removal Processes: Determining the Role of Workpiece Properties and Contact Geometry//Wear. -2004. -Т. 256. -С. 664- 670.
62. Schmitz T. L., Action J. E., Ziegert J. C., Sawyer W. G. DYNAMIC FRICTION COEFFICIENT MEASUREMENTS: DEVICE AND UNCERTAINTY ANALYSIS//Proceedings of the 18th ASPE Annual Meeting. - 2003.
63. Raedt J. W. Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahles 16MnCr5. -Aachen: RWTH Aachen, 2002. -163 с.
64. Loveday M. S., Brooks M. Consideration of High Temperature Friction Measurement Uncertainty//CMMT(MN)070. -2000.
65. Prakash V. A pressure-shear plate impact experiment for investigating transient friction//Experimental Mechanics. -1995. -№ 35. -С. 329-336.
66. Rajagopalan S. , Prakash V. A Modified Torsional Kolsky Bar for Investigating Dynamic Friction//Experimental Mechanics. -1999. -№ 39. -С. 295-303.
67. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. -М.: Мир, 1989. -510 с.
68. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания. -М.: Машиностроение, 1976. -278 с.
69. Розенберг А. М., Хворостухин Л. А. Твердость и напряжение в пластически деформированном теле//Журнал технической физики. -1955. - Вып. 2. -Т. 25. -С. 47- 54.

70. Дель Г. Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости. -М.: Машиностроение, 1971. -200 с.
71. Залога В. А., Криворучко Д. В., Залога О. О. Прогнозування деформаційної складової сил тертя на контактних поверхнях різального інструменту//Процеси механічної обробки в машинобудуванні. -Житомир: ЖДТУ, 2009. -№ 3. -С. 38- 45.
72. Попок Н. Н., Дербуш С. В. Ионно-лучевая обработка материалов азотом//Оборудование и инструмент для профессионалов. -2009. -№ 6. -С. 60- 61.
73. Залога В. А., Криворучко Д. В., Залога О. А. К вопросу об экспериментальном определении коэффициента трения//Надёжность инструмента и оптимизация технологических систем. -Краматорськ: ДДМА, 2009. -Вып. 25. -С. 150- 159.
74. Криворучко Д. В., Залога В. А., Залога О. А. Исследование влияния параметров модели трения на распределение контактных напряжений, силы и температуры резания при механической обработке сталей//Вісник НТУУ "КПІ": Серія "Машинобудування". -2009. -№ 57. -С. 132- 138.
75. 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. -С. 141- 148.
76. Metal Machining theory and applications/Т. Н. Childs, К. Maekawa, Т. Obikawa, Y. Yamane. -London: Arhold, 2000. -403 с.
77. Johnson К. L. Contact mechanics. -Cambridge: University of Cambrigde, 1985. -506 с.
78. Технологические особенности механической обработки инструментом из поликристаллических сверхтвёрдых материалов/П. В. Захаренко, В. М. Волкогон, А. В. Бочко и др. -К.: Наукова думка, 1991. -288 с.

79. Демкин Н. Б., Рыжов Э. В. Качество поверхности и контактирование деталей машин. -М.: Машиностроение, 1981. -224 с.

80. Горохов Д. Б. Контактное взаимодействие фрактальных шероховатых поверхностей деталей машин: Дисс. ... канд. техн. наук:05.02.02. -Братск, 2005. -156 с.

81. Баженов М. Ф., Байчман С. Г., Карпачев Д. Г. Твердые сплавы: справочник. -М.: Металлургия, 1978. -184 с.