

ПРИДНІПРОВСЬКА ДЕРЖАВНА АКАДЕМІЯ БУДІВНИЦТВА ТА
АРХІТЕКТУРИ

Факультет інформаційних технологій та механічної інженерії

(повне найменування інституту, факультету)

Кафедра експлуатації та ремонту машин

(повна назва кафедри)

КВАЛІФІКАЦІЙНА РОБОТА

на тему Дослідження впливу факторів на температуру в мікроконтакті тіл
тертя ДВЗ

Виконав: здобувач вищої освіти

другий (магістерський)

(рівень вищої освіти)

спеціальності

274 «Автомобільний транспорт»

(шифр і назва спеціальності)

освітньої програми

ОПП «Автомобільний транспорт»

(вид та назва освітньої програми)

групи *АТ-19 мп*

Олександр БАЛАН

(ім'я та прізвище)

Керівник: *Володимир ЗАРЕНБІН*

(ім'я та прізвище)

Рецензент: *Олександр ГОЛУБЧЕНКО*

(ім'я та прізвище)

Оцінка захисту кваліфікаційної роботи: _____

(Національна шкала, кількість балів, оцінка ECTS)

Секретар ЕК _____ / *Віталій БОГОМОЛОВ* /

(підпис)

(прізвище та ім'я секретаря ЕК)

м. Дніпро - 2020

ПРИДНІПРОВСЬКА ДЕРЖАВНА АКАДЕМІЯ БУДІВНИЦТВА ТА
АРХІТЕКТУРИ

Факультет, інститут інформаційних технологій та механічної інженерії

Кафедра експлуатації та ремонту машин

Рівень вищої освіти другий (магістерський)

Спеціальність 274 «Автомобільний транспорт»

Освітня програма ОПП «Автомобільний транспорт»

ЗАТВЕРДЖУЮ

Завідувач кафедри

к.т.н. Олександр ЛИХОДІЙ

«28» вересня 2020 р.

З А В Д А Н Н Я

**ДО ВИКОНАННЯ КВАЛІФІКАЦІЙНОЇ РОБОТИ ЗДОБУВАЧА
ВИЩОЇ ОСВІТИ**

Олександр БАЛАНУ

(ім'я та прізвище)

1. Тема роботи Дослідження впливу факторів на температуру в

мікроконтакті тіл тертя ДВЗ

керівник роботи проф., д.т.н. Володимир ЗАРЕНБІН

(ім'я та прізвище, науковий ступінь, вчене звання)

затверджені наказом ректора від «28» вересня 2020 р. № 438-кв

2. Строк подання роботи до захисту «7» грудня 2020 р.

3. Вихідні дані до роботи Матеріали кафедральних досліджень температур
у сполученні «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна

4. Зміст кваліфікаційної роботи (питання які необхідно розробити) _____

Вступ. 1. Стан задачі дослідження. 2. Обрана методика розрахунку
температури спалаху. 3. Розрахунок температури спалаху. 4. Дослідження
впливу факторів на температуру спалаху. Висновки. Список використаних
джерел. Додаток.

5. Консультанти розділів проекту

Розділ	Прізвище, ініціали та посада консультанта	Підпис, дата	
		завдання видав	завдання прийняв

6. Дата видачі завдання «28» вересня 2020 року

КАЛЕНДАРНИЙ ПЛАН

№ з/п	Назва етапів кваліфікаційної роботи	Термін виконання етапів роботи	Примітка
1	<i>Розрахунково-пояснювальна записка:</i>		
1.1	<i>Вступ</i>	до 15.10	
1.2	<i>Стан задачі дослідження</i>	до 20.10	
1.3	<i>Обрана методика розрахунку температури спалаху</i>	до 05.11	
1.4	<i>Розрахунок температури спалаху</i>	до 17.11	
1.5	<i>Дослідження впливу факторів на температуру спалаху</i>	до 22.11	
1.6	<i>Висновки</i>	до 27.11	
2	<i>Список використаних джерел. Додаток</i>		
3	<i>Оформлення кваліфікаційної роботи</i>	до 07.12	
4	<i>Підготовка до попереднього захисту роботи</i>	з 10.12	

Зобувач вищої освіти _____ / *Олександр БАЛАН* /
 (підпис) (прізвище та ім'я)

Керівник роботи _____ / *Володимир ЗАРЕНБІН* /
 (підпис) (прізвище та ім'я)

РЕФЕРАТ

Пояснювальна записка до кваліфікаційної роботи на тему «Дослідження впливу факторів на температуру в мікроконтакті тіл тертя ДВЗ» складається із: 65 аркушів формату А4, на яких міститься 4-ри розділи, 14-ть рисунків, 29-ть джерел інформації.

Об'єкт дослідження. Пара тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна.

Предмет дослідження. Температурні спалахи на мікроконтакті пари тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна.

Мета дослідження. Виконати розрахунок температур спалаху та виявити основні фактори, що істотно впливають на температурний режим в мікроконтакті пари тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна.

Методи дослідження. Математичний метод рішення задачі теплопровідності в умовах тертя шорстких поверхонь.

Наукова новизна отриманих результатів. Уточнений вплив різних факторів на температуру спалаху в умовах деталей двигуна внутрішнього згорання. Результати роботи можуть бути використані при пошуку оптимальних режимів ДВЗ.

Встановлено, що величини температур спалаху можуть коливатися в широких межах, і для обраних умов і режимів тертя, вона може перевищувати усереднену температуру на 90°C . До числа факторів, які істотно впливають на температуру спалаху можна віднести комплексний параметр мікрошорсткості Δ , коефіцієнт тертя, питоме навантаження та швидкість ковзання.

КЛЮЧОВІ СЛОВА: ДВИГУН ВНУТРІШНЬОГО ЗГОРЯННЯ, ГІЛЬЗА ЦИЛІНДРА, ПОРШНЕВЕ КІЛЬЦЕ, ТЕРТЯ, ТЕМПЕРАТУРА СПАЛАХУ, ФАКТОРИ

ЗМІСТ

	Стор.
ВСТУП	5
1. СТАН ЗАДАЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ	6
1.1. Огляд робіт по дослідженню мікроконтактів тіл тертя	6
Висновки за розділом 1	24
2. ОБРАНА МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ СПАЛАХУ	25
2.1. Моделі пари тертя	25
2.2. Розрахункові формули	29
Висновки за розділом 2	36
3. РОЗРАХУНОК ТЕМПЕРАТУРИ СПАЛАХУ	37
3.1. Початкові дані для розрахунків	37
Висновки за розділом 3	40
4. ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ФАКТОРІВ НА ТЕМПЕРАТУРУ СПАЛАХУ	41
4.1. Вплив шорсткості поверхні	41
4.2. Вплив номінального тиску на контакті	46
4.3. Вплив швидкості ковзання і молекулярної взаємодії на контакті	48
Висновки за розділом 4	49
ВИСНОВКИ	50
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	51
ДОДАТОК А	54
ВІДОМІСТЬ КВАЛІФІКАЦІЙНОЇ РОБОТИ	64

ВСТУП

Істотну роль в процесах тертя відіграє температурний чинник. Особливу зацікавленість набуває розрахунок температури спалаху, яка виникає на мікроконтакті при граничному мастилі. Температура спалаху є складна функція умов праці, тому потрібне проведення докладних досліджень, з виявлення впливу на температуру спалаху механічних, теплових і кінематичних факторів.

Метою кваліфікаційної роботи є виконання розрахунку температур спалаху та виявлення основних факторів, що істотно впливають на температурний режим в мікроконтакті пари тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна.

Для досягнення поставленої мети, необхідно вирішити наступні задачі:

- застосувати розроблену на кафедрі експлуатації і ремонту машин ПДАБА методику розрахунку температур тертя для оцінки температур спалаху у сполученні «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна;
- дослідити вплив різних умов тертя та режимів роботи на температуру в мікроконтакті тіл тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна;
- виявити основні фактори та діапазони їх дії, що істотно впливають на температурний режим в мікроконтакті тіл тертя і роботоздатність ДВЗ.

Відповідно, об'єктом дослідження є пара тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна.

Предметом дослідження є температурні спалахи на мікроконтакті пари тертя «поршневе кільце-гільза циліндру» дизельного двигуна.

Методом дослідження виступив математичний метод рішення задачі теплопровідності в умовах тертя шорстких поверхонь.

Новизна результатів у тому, що уточнений вплив різних факторів на температуру спалаху в умовах деталей двигунів внутрішнього згоряння.

РОЗДІЛ 1

СТАН ЗАДАЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ

1.1. Огляд робіт по дослідженню мікроконтактів тіл тертя

Відомо, що мірою процесів коливання атомів у зоні контакту є температура (T). У процесі тертя, на фактичній зоні контакту з'являються фрикційні зв'язки, кожен з яких існує протягом життя кожної окремої плями контакту і зникає при зміні контакту на цьому місці. Саме на цій зоні концентрується механічна енергія, що передається від одного тіла до іншого. Тепловиділення при терті відбуваються на незначній площі, а час існування одиничних плям контакту вимірюється мілесекундами. Таким чином, поверхня тіл ТС «поршневе кільце-гільза циліндра» покрита тепловими джерелами (плямами контакту), які переміщуються по обох поверхнях, якщо вони шорсткі, або по гладкій поверхні, якщо по ній ковзає шорсткувате тіло.

Точність оцінки геометричних показників досліджуваного профілю дуже важлива, оскільки істотно впливає на точність параметрів контактування трибо-сполучень. Необхідно відзначити, що в процесі тертя механічні та геометричні властивості поверхневих шарів, їх хімічний склад змінюються внаслідок нагрівання, протікаючих хімічних реакцій, руйнування, накопичення пошкоджень, зміни структури, що, в свою чергу, впливає на напружений стан і характер подальшого руйнування. Крім того, на процеси фрикційного взаємодії впливає і навколишнє середовище. Відомо, що взаємне контактування деталей відбувається на вершинах хвиль і виступів поверхонь, які утворюються в результаті мікронерівностей. Процес контактування поверхонь при статичному навантаженні протікає наступним чином: поверхня приймає навантаження вершинами виступів нерівностей на висотах, які утворюються макрогеометричними відхиленнями. В контакт першими вступають протилежні один одному на сполучених поверхнях виступи, сума висот яких найбільша. Деформація нерівностей викликає

зближення поверхонь. По мірі зростання навантаження, поверхні все більше зближуються, і в контакт вступають пари виступів з меншою сумою висот.

Цінний внесок у вивчення тертя в XV в. вніс Леонардо да Вінчі. Серед незліченних наукових досягнень і перше формулювання законів тертя (1519 р.). Леонардо да Вінчі встановив, що сила тертя залежить від матеріалу і не залежить від площі дотичних поверхонь, вона прямо пропорційна навантаженню, що притискає одне тіло до іншого і може бути зменшена шляхом введення проміжних тіл кочення (кульок або роликів) або мастильних матеріалів між поверхнями, що труться.

Модель Леонардо да Вінчі була перевідкрита через 180 років французом Г. Амонтоном (1663-1705 рр.). У 1699 р. Амонтон вперше сформулював закон залежності тертя від величини навантаження, нормальної до поверхні тертя.

Велику роль в розвитку уявлень про терті зіграв Л. Ейлер, перший переконливо пояснив (в 1750 р.) причину того факту, що опір при переході від стану спокою до відносного

Майером (1842 р.), Джоулем (1843 р.), Гельмгольцом (1847 р.) в середині XIX ст. були висловлені перші припущення про адгезійну природу тертя. *Адгезія* – це явище утворення сполук між двома наведеними в контакт різнорідними тілами. Взаємне переміщення поверхонь твердих тіл при їх силовому взаємодії пов'язано з подоланням сил адгезії. Під дією нормального навантаження F_n між двома тілами виникають адгезійні з'єднання (містки зварювання) в області взаємного впровадження нерівностей поверхонь. При знятті нормального навантаження частина з'єднань руйнується завдяки пружному відновленню деформованих нерівностей.

Результати досліджень [1 - 8], дають підстави вважати, що втрати на тертя в сполученнях ЦПП є найбільш вагомими у загальному балансі механічних втрат. Характерною властивістю гільзи циліндрів дизельного двигуна є значний перепад температур дзеркала гільзи по висоті. Залежно від

рівня форсування температури можуть змінюватися від 250 – 300°C у верхній частині посадкового бурту, до 90 – 100°C у нижній.

Автори [9; 10; 11] вважають, що в нормальних умовах тертя, утворення містків зварювання між двома тілами може бути усунуто мастилом, плівками оксидів. Провідну роль відіграє об'ємне деформування мікронерівностей, що безперервно утворюються під навантаженням.

Представники англійської школи [12; 13; 14; 15] вважають що саме у процесі роботи, при підвищенні температури, на площах фактичного контакту має місце поява адгезійних зв'язків які у процесі роботи ТС деформуються, руйнуються та ведуть до зносу елементів.

Механізм виникнення тертя пояснює молекулярно-механічна теорія тертя, в розробку якої внесли великий внесок українські вчені (Диха О. В., Аулін В. В., Лисенко С. В. та ін.) і зарубіжні вчені (Блок, Боуден, Арчард, Сгер, Тейбор, Томлінсон і ін.).

Роль температури як визначального фактора в експлуатаційному режимі і в механізмі тертя і зносу сполучень вельми істотна і є загально визнаною трибологами, такими як В. В. Коршак, И. А. Грибора, А. П. Краснов та інші. Глибокі і ґрунтовні дослідження в області тертя і зношування трибо-сполучень деталей дизелів викладені в роботах вітчизняних і зарубіжних вчених: Б. І. Костецького, І. В. Крагельського, М. К. Мишкіна, Д. М. Гаркунова, А. В. Чичинадзе, А. Г. Кузьменка, С. Г. Костогриза, О. В. Дихи, І. А. Буяновського, Л. П. Клименка, Пітера Блау та ін.

Одним з перших, котрі звернули увагу на те, що температура впливає на знос через зміну фізико-механічних властивостей матеріалу був, В. Д. Кузнецов. Вихід у світ досліджень (Ф. Боудена [15]) можна вважати початком робіт з розрахунку температурного поля в трибосистемі. У розрахунках, виконаних Боуденом, передбачалося, що фактична площа контакту дорівнює номінальній, а область контакту - нерухома. Х. Блок [14] і

Дж. К. Єгер [13] провели розрахунок температури для рухомих джерел тепла в припущенні, що тепловіддача в середу відсутня.

И. В. Крагельський, Н. М. Михин, виходячи з подвійної молекулярно-механічної природи тертя, показали вплив температури на фрикційні характеристики шляхом використання в розрахунках констант, що характеризують міцність і деформаційні властивості матеріалів при різних температурах.

Що ж стосується фрикційних матеріалів, які широко використовуються в гальмівних системах, та у випадку ЦПГ, то тут необхідно зазначити фундаментальні роботи А. В. Чичинадзе [16], який вказує, що з підвищенням температури коефіцієнт тертя у більшості фрикційних матеріалів спочатку плавно знижується, а потім при досягненні досить високої температури різко підвищується.

Також, значний вклад у розрахунок і визначення температури внесли українські вчені [11], такі як Олександр Добровольський, Віктор Малишев, Валерій Косенко, Ніна Кущевська, Полянський С. К [17], Гутаревич Ю. Ф. [18] та ін.

Згідно з [19], тертя як сукупність фізичних явищ в зоні контакту деталей трибологічних системи є дисипативним процесом, якому супроводжують: виділення теплоти, електризація тіл, що труться, трибохімічних реакції, структурно-фазові перетворення в поверхневих шарах тертьових деталей та ін. Розрізняють середню об'ємну температуру тіла, середню температуру поверхні, температуру спалаху на одиничному плямі контакту.

Середня об'ємна температура ($T_{об}$) – це середнє значення температури в розглянутому обсязі одного з елементів пари тертя.

Середня поверхнева температура ($T_{п}$) – середнє значення температури в найтоншому поверхневому шарі.

Температура спалаху ($T_{сп}$) – виникає на одиничних плямах фактичного контакту, може досягати температури плавлення одного з тіл, що труться.

Час існування спалаху складає $10^{-3} - 10^{-8}$ с. і визначається розмірами плям контакту і швидкістю відносного переміщення тіл, що труться.

Максимальна температура на поверхні тертя розглядається як сума об'ємної, поверхневої температури і температури спалаху:

$$T_{\max} = T_{\text{об}} + T_{\text{п}} + T_{\text{всп}}. \quad (1.1)$$

При розрахунку температури фрикційного контакту виходять з загальноновизнаною гіпотези, її можна уявити як суму усередненої (поверхневої) температури на номінальному контакті і надмірної над нею температурою на фактичній плямі торкання (температурою спалаху).

Способи розрахунку усередненої температури викладено в роботах [13; 14; 15; 16], проте з більшою ймовірністю їх можна знайти експериментальним шляхом за допомогою термопар, встановлених на невеликій (0,3-0,5 мм) під поверхнею тертя. Недолік метода термопар у тому, що на вимірювання температури на видаленні від поверхні, впливають струми наведення і індукції.

Розрахунку температур в мікроконтакті тіл тертя присвячений ряд досліджень [9; 12; 13; 14; 15]. Через складність експериментів більшість існуючих робіт використовували різні розрахункові моделі контактної взаємодії поверхонь. Відповідно до сучасної теорії про тертя, розглядається модель, коли сферичний мікровиступ ковзає по гладкій поверхні з урахуванням або без урахування мастильного шару.

Перший докладний розрахунок температури спалаху виконав Х. Блок [14]. Також розрахунок розглядається у [12; 13; 15]. Фрикційний контакт являє собою сукупність імпульсно нагріваючих і охолоджуючих мікроскопічних плям, які прямують по поверхнях тіл, що труться. Координати, розміри і час появи температурних спалахів носять випадковий характер, що ускладнює їх експериментальну оцінку. Тому для визначення

температури плям контакту використовують в основному розрахункові методи.

Блоком встановлені критерії для малих і великих швидкостей. Значення швидкості, що задовільняють умові, відповідають великим швидкостям:

$$V \geq \frac{4a}{R}. \quad (1.2)$$

Значення швидкості, що задовільняють умові, відповідають малим швидкостям:

$$V \leq \frac{4a}{25R}, \quad (1.3)$$

де a – коефіцієнт температуропровідності матеріалу;

R – радіус кругового джерела.

Формули X. Блока справедливі для контакту третьових тіл, у яких плями контакту віддалені один від одного так, що теплове випромінювання одного джерела не впливає на інший, тобто теплові джерела вважаються ізольованими одна від одної. Для більшості реальних вузлів тертя це припущення справедливо, тому що відстань між контактуючими виступами багаторазово перевищує розміри плям контакту. Однак в важко навантажених вузлах, коли нерівності поверхонь тіл, що труться відчують високі тиску і пластично деформуються, дійсні значення температури будуть вище розрахованих за наведеними формулами.

Отримані X. Блоком рішення дозволяють оцінювати температуру на поверхні тертя. Завдання розподілу температури по глибині тіл, що труться розглядав Дж. К. Єгер [13]. У реальних парах тертя, форма джерел тепла в основному відповідає еліпсу, велика вісь якого паралельна вектору швидкості.

Д. Кюльманн - Вільсдорф отримав рівняння для розрахунку температур спалаху на плямах контакту еліптичної форми. Рівняння виведені на основі теорії Х.Блока і Д. Єгера за умови, що джерела розташоване поблизу тепла на кордоні розділу фрикційно взаємодіючих тел. Розрахункові формули ускладнюються і включають в себе функціональні залежності температури від швидкості і еліптичності плями.

Доведено [14], що при малих швидкостях ковзання температура спалаху досягає максимального значення при слабо витягнутої в напрямку ковзання формі плями. Для великих швидкостей ковзання – для плям, витягнутих в напрямку ковзання з коефіцієнтом еліптичності в діапазоні 4-10. Максимальна температура для сильно витягнутих уздовж напрямку ковзання плям (коефіцієнт еліптичності > 10) або витягнутих в перпендикулярному до швидкості ковзання напрямку, нижче, ніж у плям кругової форми.

Дж. К. Єгером докладно проаналізований рух третювних поверхонь, розглянуті теплові джерела, інтенсивність тепла яка непостійна на їх поверхнях, випадки непостійної швидкості руху теплових джерел і ряд інших питань. Їм крім того досліджене важливе питання про глибину нагрівання фрикційного контакту в напрямку, перпендикулярному до площини джерела. Дж. К. Єгер зробив важливий практичний висновок про те, що для джерел, що рухаються, зміна термічних властивостей тонкого шару поверхні може сильно вплинути на температуру поверхні. Якщо нанести на поверхню тертя тонкий шар покриття з поганою теплопровідністю, то температура поверхні тертя підвищиться. Він також вважав за доцільне обчислення середніх температур, що можуть бути перевірені експериментальними шляхом і їхній легше обчислити. Підйом температури при $t \rightarrow \infty$, обчислений по Х. Блоку, відповідає середній температурі, обчисленої по Дж. К. Єгеру.

Ж. Ф. Арчард [12; 21; 22; 23], використовуючи залежності Дж. К. Сгера, привів графік залежності середніх температур для стаціонарних і теплових джерел, що рухаються, від безрозмірного $L = \frac{V \cdot R}{2 \cdot a}$ параметра.

Прийнявши форму плями контакту у виді кола з радіусом r_ϕ і з рівномірно розподіленим питомим тепловим джерелом q , у роботах [13; 14] приведені залежності температур для випадків руху, що відповідають значенням критерія Пекле $0 \leq Pe \leq 40$.

Для нерухомого теплового джерела ($Pe = 0$) і при русі з малою швидкістю ($Pe \leq 0,3$):

$$t_{cn} = \varphi_1 \frac{q}{\lambda}, \quad (1.4)$$

$$\text{де } \varphi_1 = \begin{cases} 1 \text{ при } Pe = 0 \\ \frac{2}{\pi} \text{ при } 0 \leq Pe \leq 0,3 \end{cases};$$

λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу.

Для випадків руху зі швидкістю, що відповідає $0,3 \leq Pe \leq 8$:

$$t_{cn} = \varphi_2 \frac{q r_\phi}{\lambda \pi \sqrt{\pi}}, \quad (1.5)$$

де φ_2 – знаходиться по залежності від Pe .

Для руху з великою швидкістю температури ($Pe \geq 8$) і досить великий ($Pe \geq 40$):

$$t_{cn} = \varphi_3 \frac{q r_\phi}{\lambda Pe^{0.5}}; \quad (1.6)$$

$$\varphi_3 = \begin{cases} \frac{2 \times \sqrt{2}}{\pi} \text{ при } Pe > 8 \\ \frac{4}{\sqrt{\pi}} \text{ при } Pe > 40 \end{cases}. \quad (1.7)$$

де q – питомий тепловий потік;

$P_e = 2 V \frac{r_\phi}{a}$ – число Пекле, відноситься до тіла, де швидкість переміщення

теплового джерела V ;

f – коефіцієнт тертя ковзання;

r_ϕ – радіус фактичної плями торкання;

a – коефіцієнт температуропровідності тіла.

У випадку гладких тіл і при пружних деформаціях у контакті замість r_ϕ варто підставляти напівширину площі торкання (по Герці) – для тіл з початковим торканням по лінії або радіус торкання (при круговій площадці контакту) – у випадку крапкового первісного торкання.

Отриманими залежностями можна скористатися для розрахунку температурного спалаху в контакті твердих тіл. З приведених формул випливає, що для визначення температурного спалаху необхідно знати: середній фактичний тиск на контакті p_r , питомий тепловий потік q і радіус фактичної плями торкання r_ϕ . Ці величини можна оцінювати за формулами, наведеними в роботах [13; 14; 15].

Оцінка температур на фактичних плямах контакту в умовах двигунів внутрішнього згоряння дана в роботі [10].

Дискретність контакту виявляється не тільки при сухому терті, але і при наявності граничного або рідинного тертя. Як безпосередніми вимірами, так і різними аналітичними оцінками величини середньої товщини масляної плівки (МП) між компресійними кільцями і гільзою циліндра доведено, що товщини плівки не перевищують максимальну висоту мікронерівностей контактуючих поверхонь, тому на фактичній площі торкання можуть виникати температурні спалахи. Напруги на контакті навіть у випадку малих навантажень досягають значної величини, а швидкість відносного ковзання дорівнює швидкості ковзання тіл, і тому інтенсивність тепловиділення на фактичних плямах контакту перевищує на кілька порядків середню інтенсивність тепловиділення, що визначає кількість тепла, що виділяється

при терті, на одиницю номінальної площі контакту. Навіть при незначному навантаженні частина найбільш високих виступів деформуються пластично. У цьому випадку, напруга на контакті дорівнює твердості менш твердого з двох контактуючих матеріалів, що приводить до наступного виразу для тепловиділення на одиничній плямі контакту:

$$q_{\phi} = f \cdot HB \cdot V, \quad (1.8)$$

де HB – твердість менш м'якого матеріалу.

Цей питомий тепловий потік розподіляється між кільцем і гільзою в співвідношенні, що залежить від їхніх температур і умов руху. Частина теплового потоку, що йде в кільце, позначена через (α) , тоді частина тепла, що залишилася $(1-\alpha)$ буде спрямована в гільзу. Стосовно поршневого кільця, тепловиділення при терті можна представити як нерухоме джерело тепла інтенсивністю (αq_{ϕ}) . У цьому випадку, температура фактичної плями контакту підвищується на величину, обумовлену виразом:

$$t_{ecn.k} = \frac{\alpha \cdot q_{\phi} \cdot R}{\lambda_1}, \quad (1.9)$$

де R – радіус фактичної плями торкання;

λ_1 – коефіцієнт теплопровідності матеріалу кільця.

Для гільзи циліндра, джерело тепла інтенсивності $(1-\alpha) \cdot q_{\phi}$ буде рухатися, що згідно [14] приводить до підвищення температури, обумовленої виразом:

$$t_{ecn.ц} = \frac{(1-\alpha)q_{\phi} \cdot I \cdot R}{\lambda_2 \cdot \pi \sqrt{\pi}}, \quad (1.10)$$

де λ_2 – коефіцієнт теплопровідності матеріалу гільзи;

I – функція, що залежить від параметра Ψ .

Значення цієї функції автор запозичав з роботи [15]. Параметр Ψ являє собою зворотню величину числа Пекле (P_e), тобто:

$$\Psi = \sqrt{\frac{4a}{VR}}, \quad (1.11)$$

де a – коефіцієнт теплопровідності матеріалу.

Використовуючи умову відсутності стрибка температур на фактичній плямі контакту, отримано:

$$\frac{\alpha \cdot q_\phi \cdot R}{\lambda_1} = \frac{(1 - \alpha) \cdot q_\phi \cdot I \cdot R}{\lambda_2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}}. \quad (1.12)$$

Звідси коефіцієнт розподілу теплових потоків:

$$\alpha = \frac{\lambda_1 \cdot I}{\lambda_1 \cdot I + \lambda_2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}}. \quad (1.13)$$

Середній діаметр фактичної плями контакту визначався з вираження:

$$d = 2,8 \cdot \sqrt{\frac{r \cdot h_{\max}}{\nu}} \cdot \left(\frac{P}{S_k \cdot b \cdot HB} \right)^{\frac{1}{2\nu}}, \quad (1.14)$$

де HB – твердість більш м'якого матеріалу пари;

h_{\max} – максимальна висота мікронерівностей більш твердого матеріалу пари;

P – навантаження на кільце;

S_k – контурна площа торкання;

b, ν – параметри кривої опорної поверхні;

r – характерний радіус кривизни мікронерівностей більш твердого матеріалу пари.

Після підстановки значень α і радіуса фактичної плями торкання у вихідне рівняння отримано:

$$t_{ecn.k} = \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2 \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{I}} \cdot \left(\frac{f \cdot HB \cdot V}{A} \cdot 1,4 \cdot \sqrt{\frac{r \cdot h_{\max}}{\nu}} \cdot \left(\frac{P}{S_k \cdot b \cdot HB} \right) \right)^{\frac{1}{2\nu}}, \quad (1.15)$$

позначивши член перед дужками через k_I , остаточно отримано:

$$t_{ecn.k} = \frac{1,4 \cdot k_I \cdot f \cdot V}{A} \cdot \sqrt{\frac{r \cdot h_{\max}}{\nu}} \cdot HB^{\frac{2\nu-1}{\nu}} \cdot \left(\frac{P}{b \cdot S_k} \right)^{\frac{1}{2\nu}}. \quad (1.16)$$

Після попередньої обробки ряду профілограм поверхні поршневого кільця і гільзи циліндра за методикою [9] з метою визначення величин ν , b , h_{\max} і r , що входять у формулу для $t_{ecn.k}$, були розраховані величини температурних спалахів для різних режимів роботи двигуна 4ЧН12/14 з наддувом. Автор приводить результати розрахунків для першого компресійного кільця при роботі двигуна на номінальному режимі.

В науковій роботі [9] представлено розрахункове моделювання ТНС (тепло-напружений стан) гільзи з елементами теплоізоляції внутрішньої та зовнішньої поверхонь, з комбінацією таких рішень. Дослідження мало розрахунковий характер, скінченоелементна ММ (математична модель) теплонапруженого стану гільзи дизеля 4ЧН12/14 для номінального режиму ($N_e = 73,6$ кВт, $n = 1800$ хв⁻¹), вона була побудована на основі результатів експериментальної термометрії гільзи. Автор наводить результати розрахунків для першого компресійного кільця при роботі двигуна на номінальному режимі. Проведене дослідження ТНС циліндрової гільзи

автотракторного дизеля підтвердило недоцільність використання вставного кільця, виготовленого з матеріалу з низькою теплопровідністю для оптимізації температурного профілю гільзи, бо:

1. Температурне поле серійної гільзи відзначається значною нерівномірністю по висоті гільзи в зоні роботи компресійних кілець – від 250°C у верхній частині до 120°C у нижній. Вимірювання об'ємної температури першого компресійного кільця на номінальному режимі роботи двигуна показали, що ця температура дорівнює 190°C . Розрахунком було визначено, що підвищення температури на контурній площі торкання складає 155°C . Середня частина робочої поверхні переохолоджена до 125°C , раціональний температурний режим ($160\text{--}170^{\circ}\text{C}$) підтримується на незначній частині робочої поверхні.

2. Розміщення у верхній частині гільзи вставного кільця зі сталі ЭИ-69 призводить до зростання температури до 300°C , але вже на внутрішній (зі сторони камери згоряння) поверхні самого кільця. При цьому температура робочої поверхні гільзи у зоні тертя майже не змінюється.

У дослідженнях [4, 10] виявлено, що нові антифрикційні матеріали і покриття різко знижують втрати на тертя а також значною мірою сприяють зменшенню температури у фрикційному контакті.

У дослідженні [24], автор спираючись на свої попередні досліди моделює теплові та механічні навантаження, які виникають на номінальному режимі з $N_e = 73,6$ кВт і $n = 1800$ хв⁻¹ для дизеля СМД-18Н. На даному режимі, як показали розрахунки робочого процесу, максимальні значення тиску досягають $P_z = 9.5$ МПа. Розглядаються механічні навантаження при знаходженні поршня поблизу ВМТ на початку такту розширення, коли деталі ЦПГ сприймають максимальний тиск. При визначенні розподілу тиску газів по висоті гільзи береться до увагу розміщення поршневих кілець в базовій конструкції поршня СМД-18Н. Поверхня гільзи від її верхнього торця до першого компресійного кільця навантажена силою тиску газів $P_1 = P_z = 9,5$ МПа; поверхню між 1-м і 2-м кільцями - тиском $P_2 = 0,5$, $P_1 = 4,75$ МПа, яке

за лінійним законом зменшується до атмосферного між 2-м і 3-м компресійними кільцями.

Висновки з досліджу [25] показують, що проведені розрахунково-експериментальні дослідження підтвердили можливість отримання оптимального розподілу температур по дзеркалу гільзи на рівні $170 \div 180$ °C на ділянках роботи і найбільших навантажень компресійних кілець.

За рахунок підбору параметрів охолоджуючого повітря і емалевого покриття можна варіювати температурою гільзи, зменшуючи теплові втрати, механічні втрати на тертя, знос кілець і самої гільзи.

У дослідженні [24], в ході проведення моторного випробування були отримані температурні характеристики серійної циліндрової гільзи дизеля 4ЧН12/14, необхідні для уточнення ММ теплового стану гільзи на номінальному режимі. При збереженні термічних і механічних умов навантаження ММ може бути використана для розрахунку температурного поля дослідних варіантів циліндрової гільзи, зокрема виготовленої з алюмінієвого сплаву, а також верхнього компресійного кільця. Дослідження було проведено на одному з моторних стендів на кафедрі ДВЗ НТУ «ХП». Аналіз результатів таких експериментів, опис окремих методик знаходимо в роботі [16].

У дослідженні [7], такі вчені як В. І. Гурей, Т. А. Гурей, І. В. Гурей зробили висновок, що зносостійкість пар тертя в значній мірі залежить від якості вторинних структур, що утворюються в зоні тертя. У процесі навантаження у зоні тертя відбувається докорінна зміна стану поверхні. Ця зміна відбувається в результаті дії високих питомих навантажень, великої швидкості їх прикладання, температури і середовища. Методи поверхневого оброблення та зміцнення впливають на формування стабільних і якісних вторинних структур. Збільшення вмісту вуглецю і легуючих елементів, підвищення твердості сталі, подрібнення структури поверхневого шару сприяють зростанню швидкості формування якісних і стабільних вторинних структур та підвищенню зносостійкості пари тертя.

У дослідженні [26] проводилася оцінка ефективності ЛО (локальне охолодження) циліндрової гільзи автотракторного дизеля стисненим повітрям, визначення енергетичних витрат для створення циркуляції охолоджувача, а також практична оцінка динаміки зміни температури верхнього поясу гільзи від моменту підведення охолоджувача до гільзи.

Об'єктом експериментального дослідження були верхнє компресійне кільце та циліндрова гільза дизеля 4ЧН12/14. Моделювався номінальний режим роботи дизеля, були використані результати моторного експерименту на номінальному режимі, проводилася заздалегідь термометрія гільзи і були визначені максимальні температури нагріву гільзи (250-260°C).

Для перевірки результатів розрахунків була використана залежність мікротвердості першого компресійного кільця від температури. Ряд зразків 1-го кільця витримувався в електропечі при постійній температурі з плином часу. Для кожної температури відпустки визначалась мікротвердість, що дозволило встановити залежність мікротвердості поверхні від температури. Було відзначено, що при температурах 400...450°C на хромовій поверхні утворювалася плівка окису блакитного кольору, що свідчить про високотемпературне окислювання хрому. При дослідженні поверхні хромованих кілець, які працювали на двигуні з наддувом, на окремих кільцях були виявлені припалення, зовнішнім проявом яких є забарвлення покриття з білого на блакитний.

Проведені вимірювання мікротвердості поверхні кільця показали, що початкова величина мікротвердості знижувалася від 1000 до 800 кг/мм². Відповідно графіку залежності це свідчить про те, що зона контакту досягала температур 420...570°C. Це цілком задовільно збігалось з розрахунковою оцінкою за наведеною формулою.

За даними досліджень [2; 3; 5; 6] поведінка коефіцієнта тертя, в'язкості і експериментально виміряної товщини шару оливи не підтверджуються теорія гідродинамічного режиму мащення в трибо-сполученні «поршневе кільце-гільза циліндра» і найбільш ймовірним вважається граничний режим

тертя з переходом у змішаний. Автори вважають, що граничні умови дорівнюють 60...70% від часу робочого циклу, а гідродинамічні і змішані 30...40%, а також знос сполучень дизеля при змішаному і, особливо граничному режимах тертя, носить переважно адгезійно-механічний характер.

Виходячи з отриманих результатів, можна зазначити, що граничний режим тертя є переважним для трибо-сполучення «поршневе кільце-гільза циліндра» і дія присадок в моторній оливі найсильніше проявляється саме в умовах граничного тертя. Для виявлення модифікуючої дії присадки на моторну оливу і поверхні тертя доцільно побудувати модель мащення та режимів тертя цього трибо-сполучення.

В монографії [2] розглядається аналіз сучасних методів дослідження на знос і вона показує, що ці методи не забезпечують головної умови в контакті: умови утворення і руйнування вторинних структур з урахуванням швидкості існування контакту, що призводить до процесів з нерегульованими швидкостями. Механізм граничного тертя і змащування досить складний, залежить від великої кількості факторів, хоча при нормальному терті він стає саморегульованим процесом. Мазильна плівка зменшує тертя, захоплювання, зношування, задирання і фрикційний нагрів поверхонь контакту.

У дослідженні [1] розглянуто реалізацію розроблених ТТВ (трибо-технічне відновлення) на прикладі трибо-сполучення «гільза циліндра - поршневе кільце» з використанням електромагнітних полів і додаванням в базове мастило органічної присадки – гліцерата міді. ТТВ дозволяють проводити регенерацію зношених деталей машин в різних робочих (технологічних) середовищах. Застосування інтелектуальних технологій самовідновлення дозволяє знизити витрати паливно-мастильних матеріалів (ПММ) і запасних частин, скоротити тривалість відновлення відмов, зменшити витрати в результаті простою техніки в період ремонту.

Також, дана класифікація основних методів підробітки сполучених деталей машин таких як трибо-сполучення «кільце-гільза циліндру», на яких

базуються триботехнічні технології відновлення. Розроблено алгоритм управління процесом підробітки сполучень деталей агрегатів і систем транспортних засобів з використанням електрохіміко-механічного методу. В алгоритмі враховано основні технологічні параметри процесу підробітки, як критерій взято критерій Зоммерфельда. Розроблено схему механізму формування покриттів при модифікуванні моторного мастила додаванням мідновмістимих присадок і обробкою електричним, магнітним або електромагнітним полем.

Запропоновано схеми реалізації способу автоматичного управління зносом деталей сполучень двигуна з використанням триботехнології відновлення їх робочих поверхонь. На прикладі електротрібохімічного методу підробітки сполучень деталей, дана схема формування покриттів при обробці моторного масла електричним і магнітним полем з додавання присадки гліцерата міді. Визначено основні методи відновлення зношених деталей. Показано роль наноматеріалів та нанотехнологій в підвищенні зносостійкості деталей та механізмів.

Результати досліджень електротрібохімічного методу відновлення показали можливість управління трибохімічними реакціями на поверхнях тертя, використання різних за своєю природою внутрішніх і зовнішніх потоків енергії для спрямованої і прискореної доставки компонентів використовуваних присадок, створення в зоні тертя антифрикційних і зносостійких покриттів, формування шару вторинних структур.

У дослідженні [27] розглянуто вплив швидкості ковзання при коченні з прослизанням на інтенсивність тепловиділення в локальному контакті в різних режимах мастильного дії. Показана доцільність використання різних методик розрахунку підвищення температури в фрикційній контактній зоні в умовах домінування граничного режиму мастильного дії. Наведено результати чисельного розрахунку, що показують можливості використовуваних методик.

Аналіз виконаних досліджень показав, що температура спалаху може складати значну частину середньої (поверхневої) температури, проте ці результати отримані при режимі тертя, що встановився. В той же час, тертя поршневого кільця об гільзу циліндра відбувається при тих умовах, що змінюються в широких межах впродовж робочого циклу двигуна, таких як тиск, швидкість, товщина масляної плівки і тривалість контакту, тобто в умовах несталого тертя. У роботах [9; 26] приведені зміни температур спалаху залежно від кута повороту колінчастого валу тільки при $P_e \geq 20$, що не завжди відповідає реальним умовам роботи двигуна. У обох приведених вище роботах не розглядається вплив на температуру адсорбованого на поверхні тертя мастильного матеріалу, який має в порівнянні з металом нижчі теплофізичні властивості і може привести до різкого підвищення температур на поверхні тертя, особливо при малому часі контакту, що характерно для тертя в ДВЗ.

У зв'язку з цим, видається актуальною оцінка впливу різних чинників на температурний режим пари тертя в умовах граничного мастила і несталого тертя, що дасть змогу полегшити вибір оптимальних температурних режимів тертя. Урахування специфіки контакту нерівностей поршневого кільця і гільзи циліндра дозволить уточнити значення температури на мікроконтакті, поліпшити прогнозування впливу різних факторів.

У запропонованій кваліфікаційній роботі вирішувалися наступні задачі:

- застосувати розроблену на кафедрі експлуатації і ремонту машин ПДАБА методику розрахунку температур тертя для оцінки температур спалаху у сполученні «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна;
- розрахувати вплив різних умов тертя та режимів роботи на температуру в мікроконтакті тіл тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» ДВЗ;
- виявити основні фактори та діапазони їх дії, що істотно впливають на температурний режим в мікроконтакті тіл тертя і працездатність двигунів внутрішнього згорання.

Висновки за розділом 1

– Аналіз виконаних розрахункових досліджень показав, що температура спалаху може складати значну частину середньої (поверхневої) температури, проте ці результати отримані при режимах, що не відповідають умовам тертя у сполученні поршневе кільце-гільза циліндра;

– Урахування специфіки контакту нерівностей поршневого кільця і гільзи циліндра дозволить уточнити значення температури на мікроконтакті, поліпшити прогнозування впливу різних факторів;

– Виходячи з вищевикладеного, сформульовані завдання магістерської роботи, що включають виконання за новою методикою розрахунку температур спалаху та виявлення основних факторів, що істотно впливають на температурний режим в мікроконтакті тіл тертя двигунів внутрішнього згоряння.

РОЗДІЛ 2

ОБРАНА МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ СПАЛАХУ

2.1. Моделі пари тертя

Як вихідні передумови при складанні температурної моделі тертя в ТС «поршневе кільце-гільза циліндра» були взяті такі широко відомі факти в теоретичних дослідженнях температур в ДВЗ [10; 11; 20; 28]:

1. В умовах зворотно-поступального руху між робочою поверхнею ущільнювача поршневого кільця і гільзою циліндра утворюється масляний зазор змінної величини, причому в зоні мертвих точок завжди спостерігається більш-менш повне руйнування масляної плівки, тобто створюється режим напіврідного або граничного змащення;

2. Внутрішня поверхня гільзи циліндра сприймає безпосередньо теплоту від газів протягом робочого циклу, теплоту від газів у закільцевих обсягах поршня, теплоту, що передається через поршневі кільця, а також теплоту від тертя кілець і гільзи циліндра;

3. Циклічний характер теплообміну в циліндрі безпосередньо впливає тільки на поверхневі шари деталей, в той час як для більш віддалених зон можливо використання середніх (локальних) значень температур в межах циклу.

4. Контакт при терті є дискретним, що складається з окремих плям фактичного контакту, що концентруються на номінальних площах пар тертя.

5. Температура спалаху не залежить від числа циклів навантаження (одноконтактна взаємодія нерівностей).

Відповідно до перерахованих вихідних представлень про особливості теплових процесів у трибо-сполученні ЦПГ на рис. 2.1 представлена на макрорівні розрахункова схема ТС «гільза циліндра-поршневе кільце».

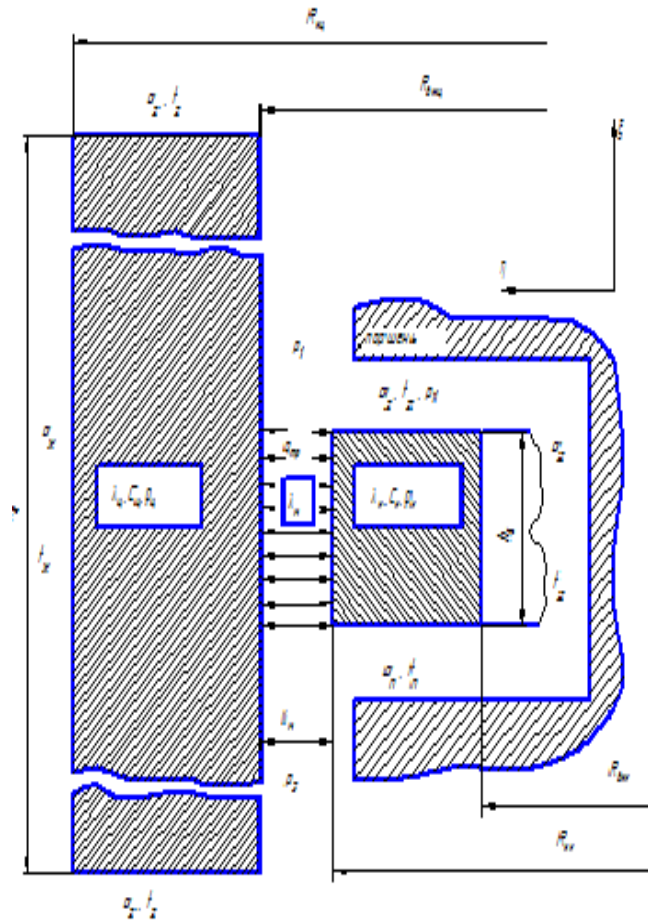


Рис. 2.1. Розрахункова схема фрикційного контакту на макрорівні

У масляному зазорі товщиною δ_m між поверхнями, що рухаються зі швидкістю поршня, поршневим кільцем і гільзою циліндра генерується питомий тепловий потік q_{mp} , що може виділятися через їхні поверхні в навколишнє середовище, причому в окремому випадку можна думати $q_{mp} = 0$.

На верхньому торці кільця здійснюється теплообмін з робочим газом, характер і величина якого залежить від температури газів у поршневій канавці і коефіцієнта тепловіддачі. Величина питомого теплового потоку на нижньому торці кільця залежить від температури поршня t_n і коефіцієнта тепловіддачі a_n .

Теплообмін може також здійснюватися на внутрішній грані кільця. Величина теплового потоку, підведеного до частини кільця, залежить від

температури газів у канавці і коефіцієнта тепловіддачі. Кількість тепла, що відводиться від гільзи циліндра, визначається температурою охолоджуючої рідини і коефіцієнтом тепловіддачі $a_{ж}$. Параметрами навантаження є перемінні за кутом повороту колінчатого валу тиски газів у кільцевих канавках $p_1 = p_1(\varphi)$, $p_2 = p_2(\varphi)$ і тиск від сил пружності кільця p_y . Модель контактної взаємодії шорсткуватих поверхонь з мікронерівностями, що схоплюються, мікрокартина процесів (рис. 2.2) являє собою абсолютно твердий мікровиступ з початковою температурою t_k однієї поверхні (поршневе кільце), що рухається зі швидкістю поршня по гладкому тілу (гільза циліндра) з початковою температурою t_u , що залежить від кута повороту колінчатого валу. Передбачається, що обоє контактуючі тіла покриті адсорбованими масляними плівками загальною товщиною δ_m . На змазаній фактичній плямі торкання із середнім діаметром d_{ci} під дією тиску газів і сил пружності кільця генерується питомий тепловий потік q .

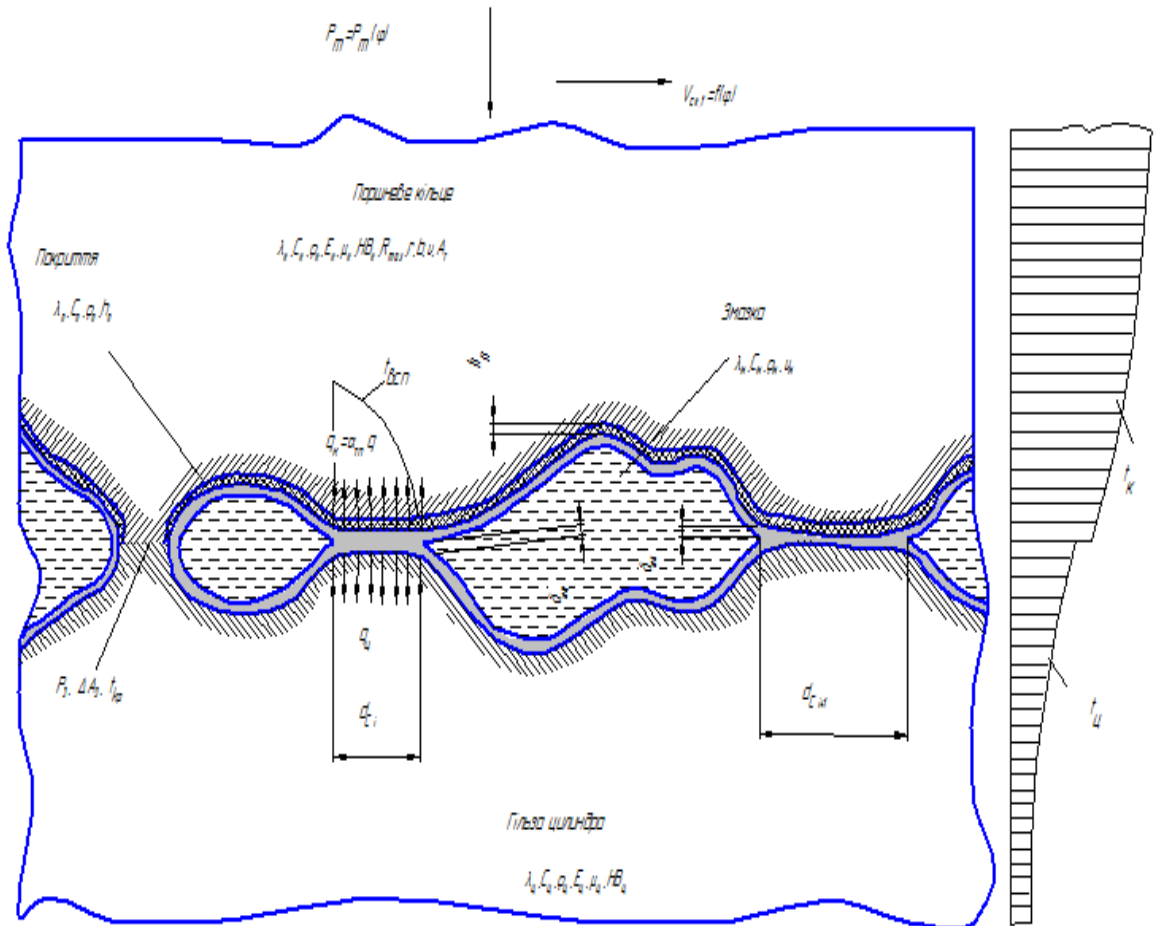


Рис. 2.2. Розрахункова схема трибосполучення на мікрорівні

Задачею розрахунку за мікроконтактною схемою трибосполучення є визначення температурного спалаху t_{ecn} на фактичних плямах торкання в залежності від умов ковзання (швидкість, навантаження, коефіцієнт тертя) при заданих механічних, теплофізичних властивостях і мікрогеометричних характеристиках контактуючих матеріалів. Припущено, що плями фактичного торкання вилучені одне від іншого на значні відстані, тобто виключається взаємний вплив елементарних теплових потоків.

Для вибраної моделі мікроконтакту обчислення температур у парі тертя зводиться до вирішення системи рівнянь, що описують:

- процеси теплопровідності поршневого кільця, гільзи циліндра і масляної плівки;
- зміни тисків та температур газів в заколечних об'ємах поршня;

- рух масла в зазорах деталей циліндро-поршневої групи;
- обчислення температури спалаху в мікроконтакті контактуючих матеріалів.

Спільне вирішення цих рівнянь представляє великі труднощі, проте температурну задачу можна значно поліпшити, якщо розташовувати за попередньо отриманими експериментально-розрахунковими оцінками поверхневих температур кільця і гільзи циліндра, коефіцієнта тертя, а також протяжністю зон граничного змащення. В цьому випадку температурна задача визначення температури спалаху зводиться до вирішення задачі про температуру поверхні півпростору при русі квадратного джерела тепла інтенсивністю q в умовах граничного змащення і несталого тертя.

2.2. Розрахункові формули

Стосовно до моделі контакту, представленої на рис. 2.2, виходячи з рівності температур тіл у зоні контакту варто прийняти:

$$t_k + t_{\text{всп.к}} = t_{\text{ц}} + t_{\text{всп.ц}}, \quad (2.17)$$

де $t_k, t_{\text{ц}}$ – температури поверхні поршневого кільця і гільзи циліндра;

$t_{\text{всп.к}}, t_{\text{всп.ц}}$ – температури спалаху на поверхні поршневого кільця і гільзи циліндра.

Вважаючи поверхню ГЦ гладкою, а нерівність ПК, що ковзає в умовах граничного мастила шорсткою, температуру $t_{\text{всп}}$ на поверхні ГЦ для квадратного джерела тепла, що рухається, інтенсивністю q із стороною $2l$ можна описати рівнянням:

$$t_{всн.ц}(x, y, Fo_u, Pe) = \frac{(1 - a_{тп})q\ell}{\lambda_{прц}} \cdot \Theta_u(\bar{x}, \bar{y}, Fo_u, Pe), \quad (2.18)$$

звідси:

$$\begin{aligned} \Theta_u(\bar{x}, \bar{y}, Fo_u, Pe) = & \frac{1}{4\sqrt{\pi}} \int_0^{2Fo_u} \left[erf\left(\frac{\bar{y}+1}{u}\right) - erf\left(\frac{\bar{y}-1}{u}\right) \right] \times \\ & \times \left[erf\left(\frac{\bar{x}+1}{u} + \frac{1}{2}uPe\right) - erf\left(\frac{\bar{x}-1}{u} + \frac{1}{2}uPe\right) \right] du; \end{aligned} \quad (2.19)$$

$$Pe = \frac{V\ell}{2a_{прц}}; \quad Fo_u = \frac{a_{прц}\tau}{\ell^2}; \quad \bar{x} = \frac{x}{\ell}; \quad \bar{y} = \frac{y}{\ell}; \quad (2.20)$$

де $a_{тп}$ – коефіцієнт теплових потоків;

$\lambda_{прц}$, $a_{прц}$ – відповідно приведені коефіцієнти теплопровідності і температуропровідності ГЦ;

V – швидкість ковзання ПК;

τ – час;

x, y – координати;

Θ_u – безрозмірна температура ГЦ.

Оскільки при числі $Pe > 4$ максимальна температура на контакті квадратного і кругового джерел однакового характерного розміру відрізняються не більше ніж на 12% [10], прийняте $l = 0,5 dc$, де dc – середній діаметр фактичної плями торкання. Для нерівності ПК число $Pe = 0$ і рівняння (2.18) і (2.20) запишуться у вигляді:

$$t_{всн.к}(x, y, Fo_k) = \frac{a_{тп}q\ell}{\lambda_{пр.к}} \cdot \Theta_k(\bar{x}, \bar{y}, Fo_k). \quad (2.21)$$

$$\Theta_{\kappa}(\bar{x}, \bar{y}, Fo_{\kappa}) = \frac{1}{4\sqrt{\pi}} \int_0^{Fo_{\kappa}} \left[\operatorname{erf}\left(\frac{\bar{y}+1}{u}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{\bar{y}-1}{u}\right) \right] \times \quad (2.22)$$

$$\times \left[\operatorname{erf}\left(\frac{\bar{x}+1}{u}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{\bar{x}-1}{u}\right) \right] du,$$

де $Fo_{\kappa} = a_{\text{пр.к}} \cdot \frac{\tau}{l}$;

$\lambda_{\text{пр.к}}$, $a_{\text{пр.к}}$ – коефіцієнти теплопровідності і температуропровідності ПК.

Підставляючи в (2.17) вирази (2.20) та (2.22), отримаємо:

$$\alpha_{\text{тп}} = \frac{\sqrt{\lambda_{\kappa} \cdot \rho_{\kappa} \cdot c_{\kappa}} \left(1 + \frac{2 \cdot \Delta t' \cdot \lambda_{\text{нк}}}{qd_{\text{сп}} \Theta_{\text{у}}} \right)}{\sqrt{\lambda_{\kappa} \cdot c_{\kappa}} + \sqrt{\lambda_{\text{у}} \cdot \rho_{\text{у}} \cdot c_{\text{у}}}}, \quad (2.23)$$

де $\Delta t = t_{\text{ц}} - t_{\text{к}}$;

ρ_{κ} , c_{κ} , $\rho_{\text{у}}$, $c_{\text{у}}$ – відповідно коефіцієнти щільності і теплоємності ПК і ГЦ;

α – коефіцієнт розподілу теплових потоків при рівності максимальних температур на контакті.

Зміни температури спалаху від F_0 при різних значеннях числа Pe представлені на рис. 2.3.

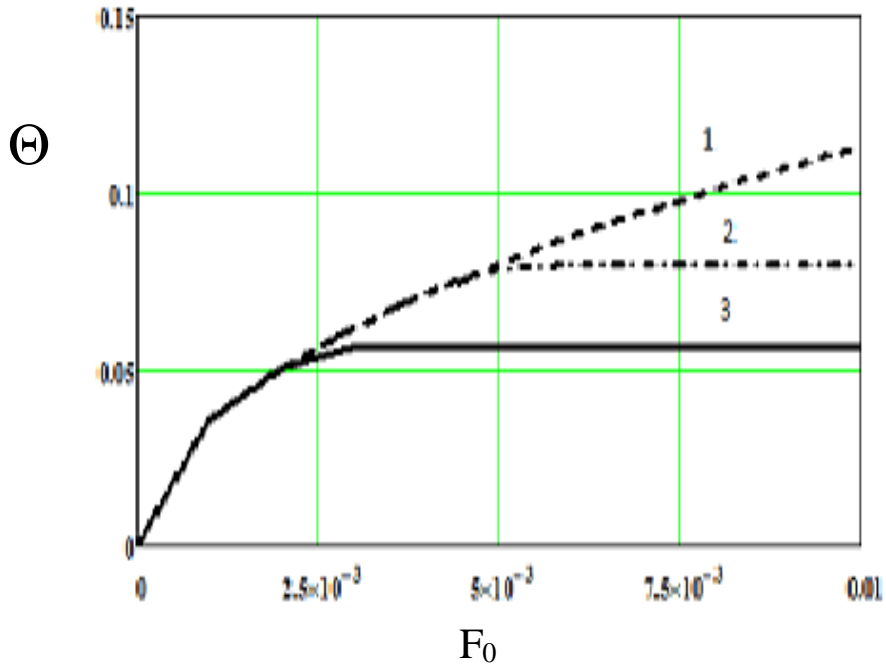
Оскільки при $F_0 \leq 2,5 \cdot 10^{-3}$ температура спалаху не залежить від числа Pe , то формули (2.20, 2.21) можна істотно спростити, прийнявши:

$$\Theta = 2 \sqrt{Fo} / \sqrt{\pi}, \quad (2.24)$$

де Θ – безрозмірна температура пари тертя.

$$t_{всн.ц}(0,0,\tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{(1 - \alpha_{тп})q}{\lambda_{ц}} \sqrt{a_{ц} \cdot \tau}; \quad (2.25)$$

$$t_{всн.к}(0,0,\tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\alpha_{тп}q}{\lambda_{к}} \sqrt{a_{к} \cdot \tau}. \quad (2.26)$$



1 – за формулою (2.24); 2 – при $P_e = 100$; 3 – при $P_e = 200$

Рис. 2.3. Залежність температури спалаху від числа Фур'є

Число Фур'є у момент проникнення тепла на усю товщину граничної масляної плівки (МП):

$$Fo_m = 4a_m \cdot \tau_m / d_c^2, \quad (2.27)$$

де $\tau_m = \frac{\delta_m^2}{3a_m}$;

a_m – коефіцієнт теплопровідності МП.

Вважаючи $\tau = \tau_m$, знаходимо максимальну температуру спалаху для ГЦ і ПК:

$$t_{всн. max. ц} = \frac{2}{\sqrt{3\pi}} \cdot \frac{(1 - \alpha_{тп}) q \delta_m}{\lambda_m}; \quad (2.28)$$

$$t_{всн. max. к} = \frac{2}{\sqrt{3\pi}} \cdot \frac{\alpha_{тп} q}{\lambda_m} \delta. \quad (2.29)$$

У нашому випадку в зоні граничного мастила при $\Delta t \leq 10^0\text{C}$ значення коефіцієнту розподілу теплових потоків можна прийняти рівним 0,5 з похибкою розрахунків не більше 3%.

Також, на ділянках металевого контакту, злокалізованих адсорбованим шаром, йде помірне адгезійне зношування по вершинах окремих мікронерівностей, що відбивається в зміні макро і мікронерівностей пар тертя. Тобто чим більша доля металевого контакту, тим більші втрати на тертя і тим більший знос. Якщо умови роботи стають більш жорсткими із зростанням температури, то рівновага адсорбційних і десорбційних процесів зміщується у бік десорбції. В результаті зростає доля металевого контакту і можливе захоплення і збільшення зносу. Для розширення діапазону роботи вузла при ГЗ в мастило додають присадки, що містить сірку, хлор, фосфор, азот або їх поєднання.

У процесі тертя мають місце різні види фрикційних дій. Згідно роботи [29] пластичний контакт спостерігається при контурному тиску:

$$P_{скр} = \frac{5,4^v}{2\Delta^v} \frac{HB^{2v+1}(1+\mu^2)^{2v}}{E^{2v}}, \quad (2.30)$$

де Δ – комплексна характеристика шорсткості ПК;

v – параметр кривої опорної поверхні ПК. У цьому випадку фактичний тиск на контакт: $p_r \approx HB$, якщо $p_c \leq \frac{1}{3} HB_c$.

середній діаметр плями торкання можна визначити по формулі:

$$d_c = \frac{2^{1,5} r}{\sqrt{\nu}} \Delta^{0,5} \left(\frac{p_c}{HB_y} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (2.31)$$

де $p_c = \frac{p_n A_n}{A_c}$ – контурний тиск на контактї.

Коефіцієнт тертя при пластичному контактї:

$$f = \beta + 0,44 \Delta^{0,5} \left(\frac{2p_c}{HB_y} \right)^{0,25}, \quad (2.32)$$

де β – фрикційний параметр, що залежить від умов роботи сполучення.

Фактична площа контакту:

$$A_c = \frac{p_n A_n}{HB_y}. \quad (2.33)$$

Для пружного контакту, тобто при $p_c = p_{c,кп}$:

$$d_{cp} = \frac{2r}{\sqrt{\nu}} \left(\frac{2\sqrt{\pi}}{k_\nu} \Delta^\nu p_c \theta \right)^{\frac{1}{2\nu+1}}, \quad (2.34)$$

де $\theta = \frac{1-\mu_y^2}{E_y} + \frac{1-\mu_k^2}{E_k}$;

$$k_\nu = \frac{\Gamma(\nu+1)}{\Gamma\left(\nu + \frac{3}{2}\right)}$$

$\Gamma(\nu)$ – гама-функція.

Фактичний тиск на контактї:

$$p_r = p_c \frac{1}{2^{2\nu} + 1} \left(\frac{2^{\frac{1}{2\nu}} k_v \Delta^{0,5}}{\theta \sqrt{\pi}} \right)^{\frac{2\nu}{2\nu + 1}} . \quad (2.35)$$

Фактична площа контакту:

$$A_r = \frac{p_H A_H}{p_r} . \quad (2.36)$$

Коефіцієнт тертя $f = \beta$.

При контактуванні двох шорсткуватих поверхонь для параметрів b і ν формули мають вигляд [29]:

$$b = \frac{k_{\nu 1,2} \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot (H_{\max 1} + H_{\max 2})^{\nu_1 + \nu_2}}{H_{\max 1}^{\nu_1} \cdot H_{\max 2}^{\nu_2}} ; \quad (2.37)$$

$$\nu = \nu_1 + \nu_2 , \quad (2.38)$$

де $k_{\nu 1,2}$ – коефіцієнт, що залежить від ν_1 і ν_2 .

$$k_{\nu 1,2} = \frac{\nu_1 + \nu_2}{\nu_1 \cdot \nu_2} \cdot \frac{\Gamma(\nu_1) \cdot \Gamma(\nu_2)}{\Gamma(\nu_1 + \nu_2)} , \quad (2.39)$$

де b_1 , ν_1 , b_2 , ν_2 – параметри кривої опорної поверхні відповідно першого і другого контактуючих тіл;

$H_{\max 1}$, $H_{\max 2}$ – максимальні висоти нерівностей першого і другого контактуючих тіл;

$\Gamma(\nu_1)$, $\Gamma(\nu_2)$, $\Gamma(\nu_1 + \nu_2)$ – гама-функції.

Висновки за розділом 2

– Використана розроблена на кафедрі експлуатації і ремонту машин ПДАБА методика розрахунку температур тертя для оцінки температур спалаху у сполученні «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна;

– Приведені розрахункові формули до моделі контакту виходячі з рівності температур у зоні контакту на обмеженій частині ходу поршня поблизу мертвих точок;

– При $F_o \leq 2,5 \cdot 10^{-3}$ температура спалаху не залежить від числа Re , тому можна істотно спростити розрахункові формули;

– В зоні граничного мастила при різниці поверхневих температур $\Delta t \leq 10^0\text{C}$ значення коефіцієнту розподілу теплових потоків $\alpha_{\text{тп}}$ можна прийняти рівним 0,5 з похибкою розрахунків не більше 3%.

РОЗДІЛ 3

РОЗРАХУНОК ТЕМПЕРАТУРИ СПАЛАХУ

3.1. Початкові дані для розрахунків

З приведених вище розрахункових формул виходить, що на температуру спалаху впливають теплофізичні, макро та мікрогеометричні, антифрикційні, режимні чинники, а також умови мастила. Для проведення розрахунків були вибрані наступні початкові дані, характерні для умов роботи пари ГЦ-ПК дизельного двигуна:

$$D = 0,12 \text{ м}, S = 0,12 \text{ м}, h_k = 0,003 \text{ м}, \lambda_k = 50 \text{ Вт}/(\text{м}^\circ\text{С}), \lambda_{\text{ц}} = 50 \text{ Вт}/(\text{м}^\circ\text{С}), \lambda_{\text{м}} = 0,14 \text{ Вт}/(\text{м}^\circ\text{С}), E_k = 210 \text{ ГПа}, E_{\text{ц}} = 110 \text{ ГПа}, HB = 4 \text{ ГПа}, \mu = 0,23, \lambda_{\text{г}} = 0,282 \text{ Вт}/(\text{м}^\circ\text{С}), n = 2600 \text{ хв}^{-1},$$

де D – діаметр фактичної плями контакту;

S – крок між фактичними точками прикладання сил (плямами торкання);

h_k – товщина ПК;

λ_k – коефіцієнт теплопровідності ПК;

$\lambda_{\text{ц}}$ – коефіцієнт теплопровідності ГЦ;

$\lambda_{\text{м}}$ – коефіцієнт теплопровідності масляної плівки;

E_k – модуль пружності (модуль Юнга) ПК;

$E_{\text{ц}}$ – модуль пружності (модуль Юнга) ГЦ;

HB – твердість менш м'якого матеріалу пари;

μ – коефіцієнт Пуассона;

$\lambda_{\text{г}}$ – коефіцієнт теплопровідності газів;

n – кількість обертів двигуна за хвилину.

Відповідно до робіт [1-4] товщина граничної масляної плівки в трибо-сполученні верхнє компресійне кільце – гільза циліндра знаходиться в діапазоні $(1...10) \cdot 10^{-6}$ м. При такому варіюванні товщини масляної плівки приведена теплопровідність міняється несуттєво (не більше 2,8%) [4], тому

для спрощення розрахунків товщину масляної плівки можна прийняти рівної $\delta_M = 0,1 \cdot 10^{-6}$ м.

Поточні питомі тиски (P) на номінальному фрикційному контакті для верхнього поршневого кільця прийняті згідно індикаторної діаграми, характерною для номінального режиму роботи дизельного двигуна (рис. 3.4) від кута повороту колінчастого валу (φ). Розрахунки виконані з використанням математичної системи Mathcad. Програма розрахунків наведена в додатку А.

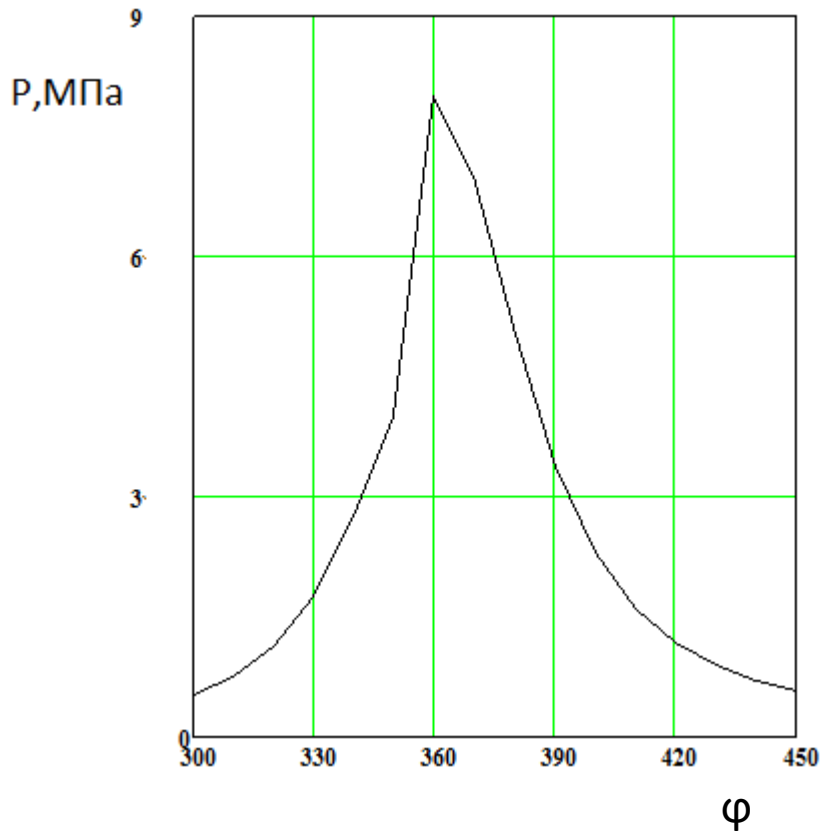


Рис. 3.4. Індикаторна діаграма двигуна

При зворотньо-поступальному русі поршня в гільзі циліндра, поблизу «мертвих точок» завжди спостерігається режим граничного або напіврідинного мастила. Залежно від умов і режиму роботи вузла тертя, режим може поширитися на велику або меншу частину гільзи циліндра.

В якості першого наближення протяжність зони напіврідинного мастила прийнята в межах $340\dots380^\circ$ повороту колінчастого валу. На рис. 3.5 приведені зміни температури спалаху залежно від кута повороту колінчастого валу при наступних початкових даних: $v = 1,5$, $b = 2$, $r = 270$ мкм, $R_{max} = 2$ мкм, $f = 0,08$; $A_c = 1$.

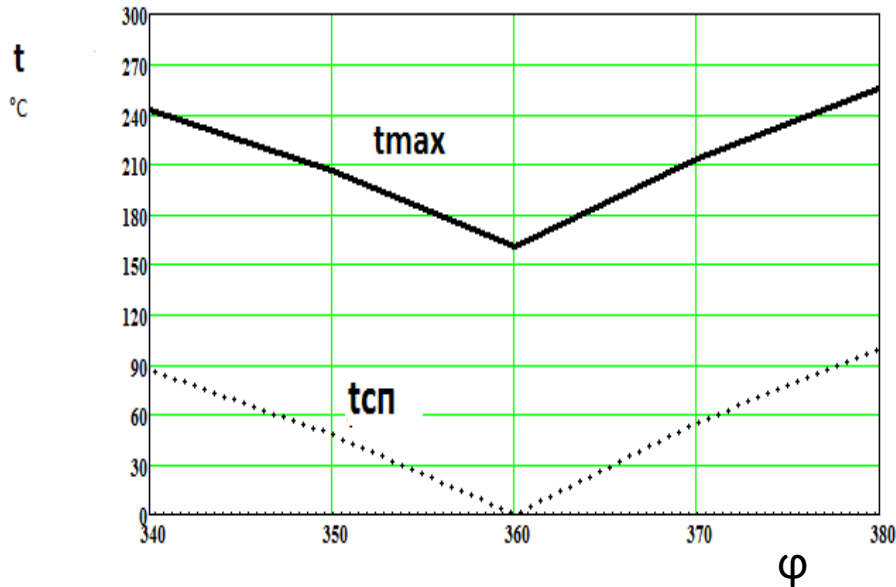
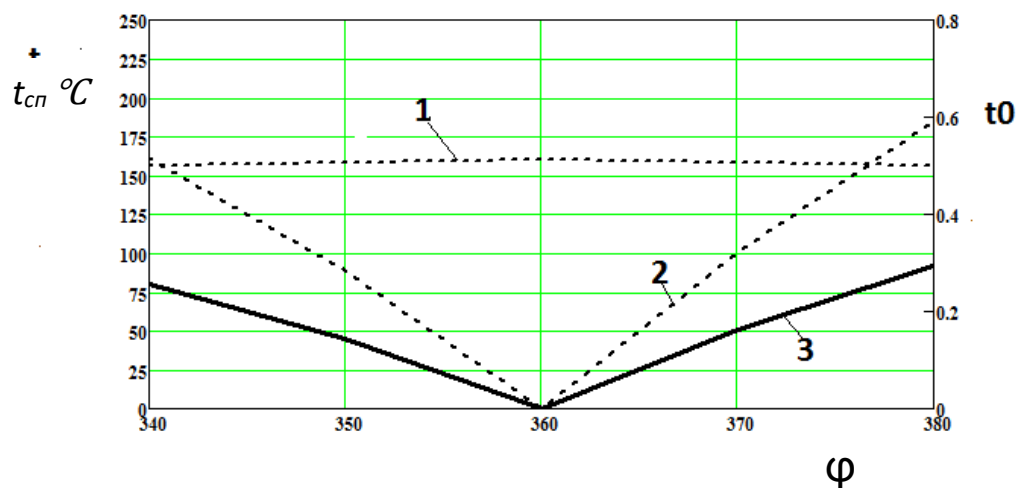


Рис. 3.5. Зміни температур спалаху $t_{сп}$ і максимальної температури t_{max} контакту залежно від кута повороту колінчастого валу φ

Як видно з рис. 3.5, значення величин температури спалаху коливаються в широких межах, а їх максимальні величини розташовуються на межах зони напіврідинного тертя і складають до 90°C .

Подібний характер зміни температур спалаху пояснюється великим впливом швидкості ковзання поршневого кільця, ніж навантаження на питомий тепловий потік q . З порівняння величин температурного спалаху і середньої поверхневої температури $t_0 = \frac{t_{сп}}{t_{ц}}$ (рис. 3.6) виходить, що вони є величинами одного порядку, отже, їх сума повинна враховуватися при оцінках параметрів, залежних від температурного чинника, наприклад, коефіцієнта тертя.



1 – середня поверхнева температура t_{cp} ; 2 – температура спалаху $t_{сп}$;
3 – відносна температура t_0

Рис. 3.6. Зміни відносної температури контакту залежно від кута повороту колінчастого валу

З формули для t_{cp} (формула 2.28) витікає, що вона залежить від щільності теплового потоку q , який у свою чергу визначається сукупним впливом фактичного тиску на плямі торкання p_r , швидкістю ковзання V поршневого кільця і умовами мастила на контакті (коефіцієнтом тертя). Оскільки фактичний тиск залежить від питомого навантаження на контакті, мікрогеометричних чинників і властивостей матеріалів, було розглянуто вплив кожного з чинників.

Висновки за розділом 3

- Величини температур спалаху на дійсному плямі контакту можуть коливатися в широких межах і бути порівняні з величинами усереднених температур поверхонь тертя. Так, для обраних умов і режимів тертя вона може перевищувати усереднену температуру на 90°C ;
- Для трибосистеми «гільза циліндра-поршневе кільце» відношення максимальної температури спалаху до усередненої температури знаходиться в межах $0...1,6$.

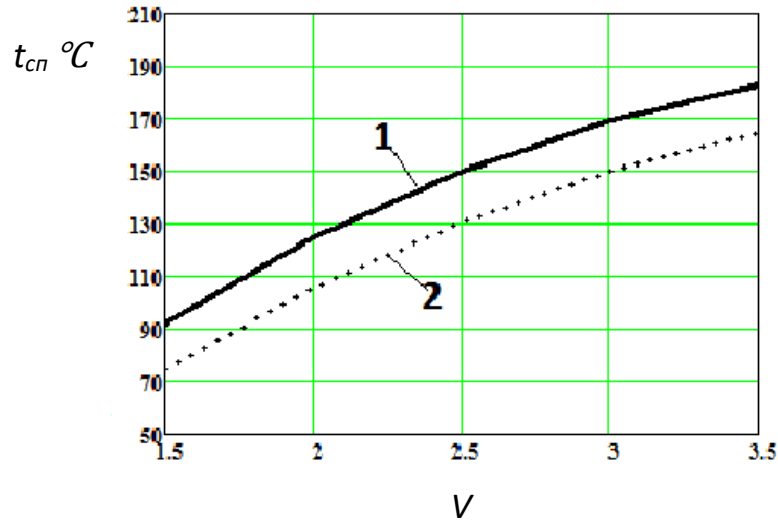
РОЗДІЛ 4

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ФАКТОРІВ НА ТЕМПЕРАТУРУ СПАЛАХУ

4.1. Вплив шорсткості поверхні

Шорсткість поверхні безпосередньо впливає на фактичний тиск на контакті, а значить і на температуру спалаху. При контакті поршневого кільця з гільзою циліндра відбувається впровадження жорсткішої нерівності ПК в поверхню менш жорстку ГЦ. Оскільки деформація матеріалу ГЦ значно менше деформації тіла ПК, то нею можна нехтувати. Відомо, що шорсткість поверхні оцінюють за наступними параметрами: максимальна висота нерівностей – R_{max} , радіус закруглення нерівностей – r_ϕ , показники опорної поверхні b і v , що характеризують розподіл нерівностей по висоті, комплексний параметр Δ , а також R_z і R_a .

Для багатьох видів обробки, включаючи прироблені поверхні, параметри кривої опорної поверхні b і v змінюються в межах від 1,5 до 3,5. Зміна температури спалаху залежно від параметра v при різних значеннях параметра b показана на рис. 3.7. Обчислення виконані при $r = 270$ мкм, $R_{max} = 2$ мкм, $A_{сн} = 1$, $\varphi = 380^\circ$ повороту колінчастого валу. Як видно з графіку, збільшення v від 1,5 до 3,5 при постійному значенні b призводить до росту температур на 90°C (у 2 рази). В той же час при зміні b в тих же межах, збільшення температури склало усього 18°C .



1 – при $b = 1,5$; 2 – при $b = 3,5$

Рис. 3.7. Зміни температур спалаху t_{cn} залежно від параметра v при різних значеннях параметра b

Сильний вплив параметра v обумовлений тим, що при незмінному контурному тиску p_c його збільшення призводить до помітного зниження фактичної площі контакту A_r , при постійному коефіцієнті тертя, і до збільшення інтенсивності теплового потоку q (рис. 3.8). Таким чином, необхідно пред'являти підвищені вимоги до точності експериментального визначення параметра v як початкових, так і прироблених поверхонь для отримання достовірної оцінки температури на мікроконтакті пар, що труться.

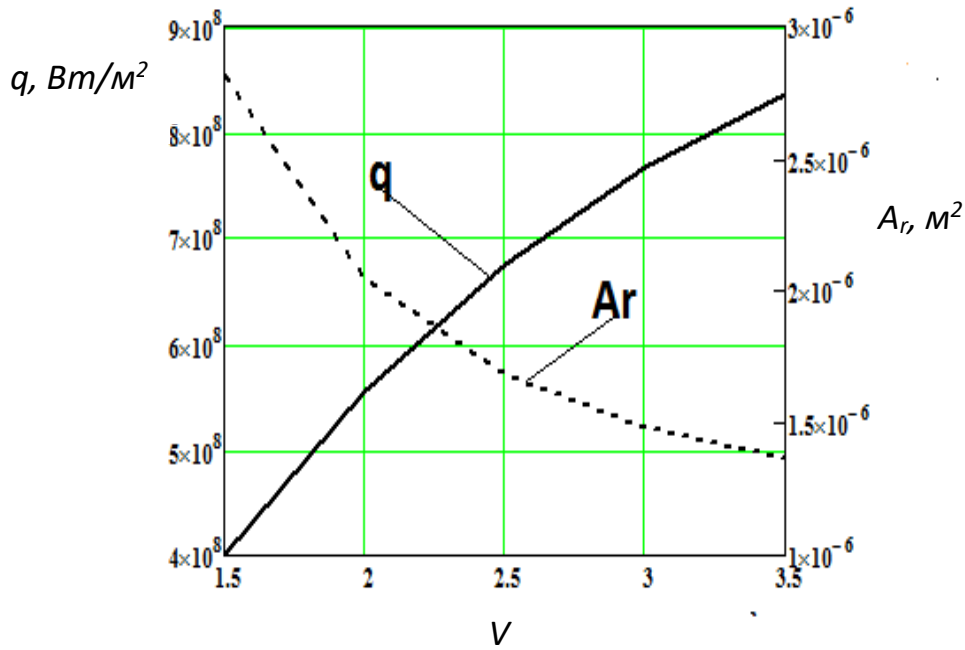
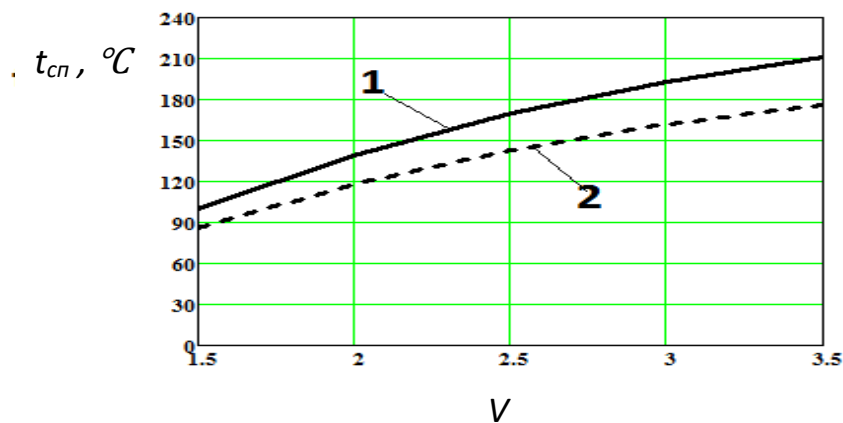


Рис. 3.8. Зміна інтенсивності теплового потоку q і фактичної площі контакту A_r залежно від параметра v

Графіки на рис. 3.9 ілюструють вплив максимальної висоти нерівностей R_{max} на температуру спалаху при різних значеннях параметра v . Обчислення виконані при $r_\phi = 270$ мкм, $b = 2$, $A_{сн} = 1$.

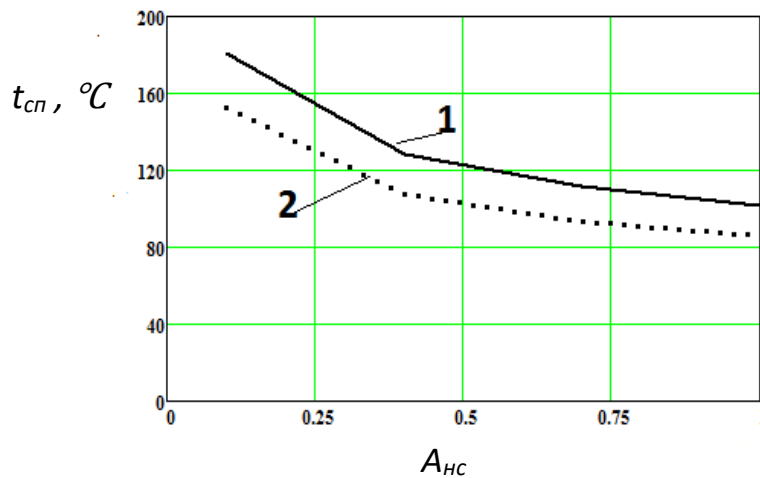


1 – при $R_{max} = 2,4$ мкм; 2 – при $R_{max} = 1,6$ мкм

Рис. 3.9. Зміна температури спалаху $t_{сп}$ залежно від параметра v при різних значеннях максимальної висоти нерівності R_{max}

Зменшення максимальної висоти нерівності на 0,8 мкм при інших постійних характеристиках знижує температуру спалаху в усьому діапазоні зміни параметра v на 10-30°C (10...15%).

Вплив відносної контурної площі торкання на температуру спалаху при різних значеннях радіусу закруглення нерівностей показаний на рис. 3.10. За початкові дані прийняті: $v = 1,5$, $b = 2$, $R_{max} = 1,6$ мкм, $f = 0,08$.



1 – при $r = 270$ мкм; 2 – при $r = 170$ мкм

Рис. 3.10. Зміна температури спалаху t_{sp} залежно від відносної контурної площі торкання A_{nc} при різних значеннях радіусу закруглення нерівностей r

Збільшення контурної площі торкання в 10 разів знижує температуру спалаху в 2 рази для усіх значеннях радіусів закруглення нерівностей, оскільки помітно зменшується фактичний тиск на контакті, особливо в діапазоні зміни відносної контактної площі торкання $A_{cn} = 0,1 - 0,5$.

Сукупний вплив параметрів мікрошорсткостей на температуру спалаху зазвичай оцінюють комплексом [10]:

$$\Delta = \frac{R_{max}}{\left[b^{\frac{1}{v}} \cdot r \right]} \quad (3.40)$$

Залежності температури спалаху від комплексу Δ шорсткостей ГЦ і ПК при різних значеннях відносної контурної площі торкання $A_{сн}$ представлені на рис. Температура спалаху зі зменшенням комплексного параметра шорсткості Δ помітно знижується по лінійній залежності від значення $t_{сн} = 500$ °С при $\Delta = 0,05$ до значення $t_{сн} = 300$ °С при $\Delta = 0,02$, після чого інтенсивність зниження зростає і при $\Delta = 1,9 \cdot 10^{-3}$ температура спалаху стає рівною 53 °С.

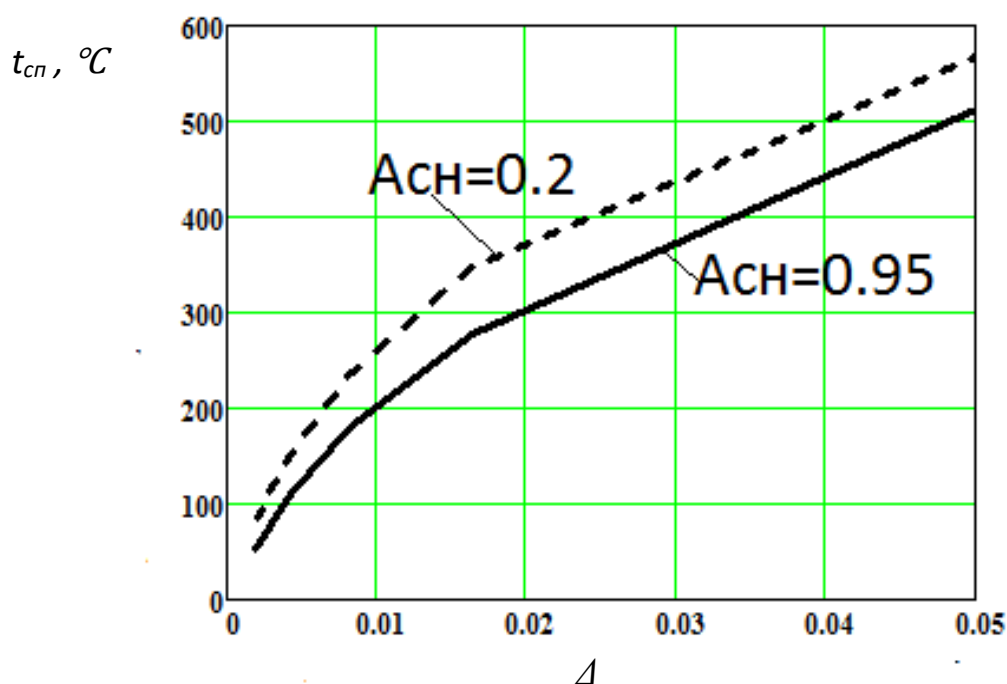


Рис. 3.11. Зміна температури спалаху $t_{сн}$ залежно від параметра Δ при різних значеннях відносної площі торкання $A_{сн}$

Зменшення $A_{сн}$ підвищує температуру спалаху на 30...60 °С залежно від величини Δ . Помітне зниження $t_{сн}$ після $\Delta = 0,02$ пояснюється переходом пластичної взаємодії поверхонь до пружної, слідством чого являється зниження як фактичного тиску на контакті, так і коефіцієнта тертя. У проведених розрахунках розглядався випадок, коли глибина проникнення теплоти на мікрорівні дорівнює товщині масляної плівки і тому при оцінці допустимого значення температур слід виходити з руйнування мастильної плівки. Якщо прийняти температуру руйнування масляної плівки рівною

250⁰С, то, як видно з рис. 3.11, при $\Delta \geq 0,015$ плівка буде зруйнована і виникне металевий контакт, через що може статися втрата працездатності аж до заїдання пари тертя. А якщо врахувати ще і температуру поверхні пар тертя, то вихід з ладу пари тертя можливий і при грубійшій шорсткості.

Таким чином, якщо прийняти комплексний параметр неприробленої поверхні поршневого кільця $\Delta = 0,02$ (рис. 3.10), то початок приробки деталей відразу на номінальному навантаженні неминуче приведе до заїдання пари тертя. У свою чергу, якщо в процесі приробки в результаті згладжування і зміни профілю нерівностей комплексний параметр досягне значення $\Delta = (1.2-1.7) \cdot 10^{-3}$, характерного для прироблених поверхонь матеріалів пари [10], то її працездатність на номінальному режимі навантаження буде забезпечена, що і підтверджується експериментальними даними.

4.2. Вплив номінального тиску на контакті і коефіцієнта тертя

Залежності температури спалаху $t_{всп}$ і відносної температури $t_{\theta 0}$ від номінального тиску P на контакті прироблених поверхонь представлені на рис. 3.12.

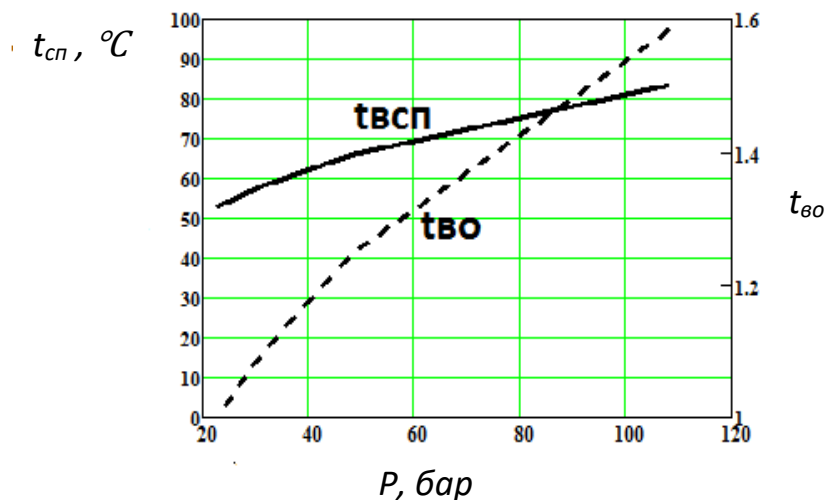
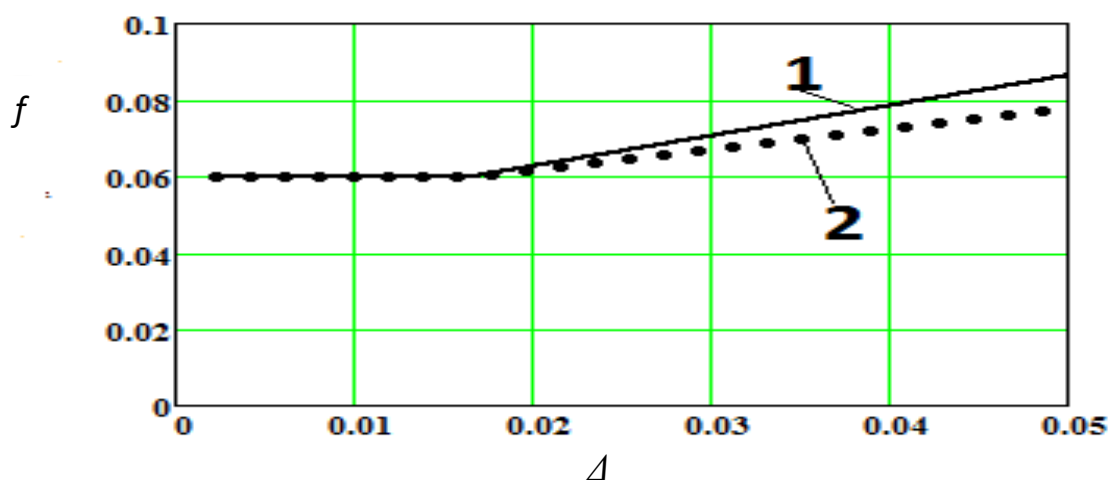


Рис. 3.12. Зміна температури спалаху $t_{всп}$ і відносної температури $t_{\theta 0}$ залежно від номінального тиску P на контакті

З ростом номінального тиску від 20 до 110 бар, температура спалаху зростає приблизно по лінійній залежності від 53 до 84 °С (у 1,6 разу). Тому зниження питомого навантаження для прироблених поверхонь призводить до помітного зменшення температури на контакті.

Вплив коефіцієнта тертя. Зміна коефіцієнта тертя залежно від комплексного параметра Δ при різних значеннях відносної контурної площі зіткнення $A_{сн}$ приведена на рис. 3.13.



1 – при $A_{сн} = 0,2$; 2 – при $A_{сн} = 0,95$

Рис. 3.13. Зміна коефіцієнта тертя залежно від комплексного параметра Δ при різних значеннях відносної контурної площі зіткнення $A_{сн}$

Зі зменшенням шорсткості поверхонь коефіцієнт тертя знижується і в зоні пружного контакту він практично не змінюється і стає рівним фрикційному параметру $\beta_k = 0,06$. Це пояснюється тим, що деформаційній складовій коефіцієнта тертя при пружному контакті можна нехтувати і можна вважати його рівним молекулярній складовій тертя. Отже, в умовах пружного контакту підвищення температури спалаху прямо пропорціонально збільшенню фрикційного параметра, а при пластичному контакті вплив коефіцієнта тертя буде істотнішим із-за його зростання залежно від параметра шорсткості Δ .

4.3. Вплив швидкості ковзання і молекулярної взаємодії на контакті

Швидкість ковзання разом з тиском на контакті і умовами мастила визначає тепловий режим пари тертя. Зі збільшенням швидкості переміщення поршня, температура спалаху росте, оскільки при незмінних коефіцієнті тертя і фактичного тиску пропорційно зростає інтенсивність теплового потоку. В умовах тертя деталей ДВС, коефіцієнт тертя є функцією швидкості переміщення поршня, температур і режиму мастила.

Виходячи з експериментальних даних, в зоні напіврідного мастила коефіцієнт тертя залежно від швидкості ковзання коливається в межах 0,06 – 0,08. На рис. 3.14 показані зміни максимальної температури і температури спалаху на приробленому контакті від кута повороту колінчастого валу φ при $\Delta = 1,9 \cdot 10^{-3}$ і $f = 0,08$.

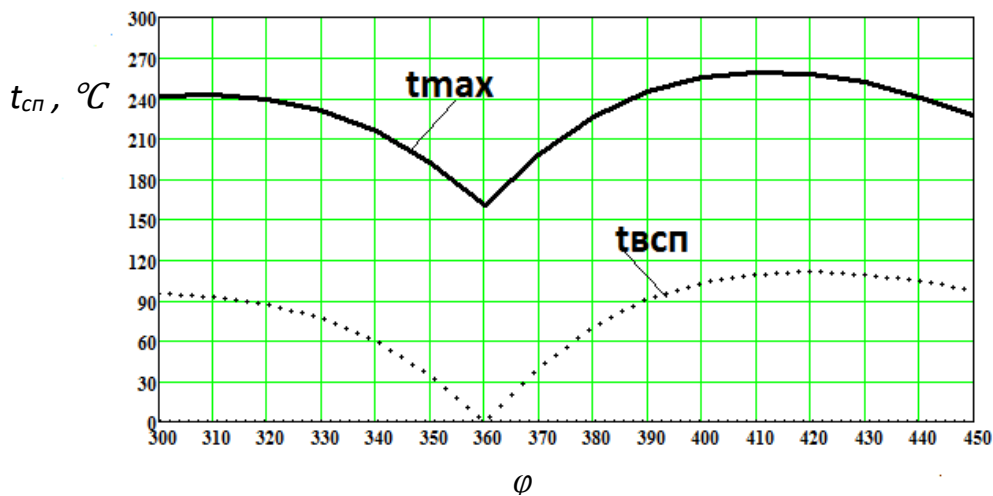


Рис. 3.14. Зміни температур спалаху $t_{сп}$ і максимальної температури t_{max} контакту на приробленому контакті залежно від кута повороту колінчастого валу

Видно, що якщо до кута повороту колінчастого валу рівного 420° не буде реалізований гідродинамічний режим мастила (гострі кромки

поршневих кілець, недолік мастила і так далі), то з великою вірогідністю можливе виникнення заїдання пар, що труться.

Молекулярна взаємодія на контакті. Величина температурного спалаху залежить від значення фрикційного параметра β_k оскільки він входить у формулу молекулярної складової коефіцієнта тертя. Тому чим менше β_k , тим менше температура спалаху на мікроконтакті. Узагальнюючи результати розрахунку, можна встановити, що для визначення температури спалаху t_{cn} необхідно насамперед мати у своєму розпорядженні дані про параметр ν макрогеометрії поверхні тертя більш твердого елемента пари (кільця), характерні зміни контурної площі контакту при роботі трибосполучення, залежністю коефіцієнта тертя і твердості від температури.

Різноманітний характер контактування кільця з гільзою циліндра, особливо в період приробітку, обумовлює труднощі в розрахунку контурної площі контакту і визначає доцільність експериментальної її оцінки, наприклад, за допомогою фарби. Експериментальні залежності коефіцієнта тертя можна одержати при лабораторних іспитах зразків відповідно до методик, приведених у літературі.

Висновки за розділом 4

– Досліджено вплив різних умов тертя та режимів роботи на температуру в мікроконтакті тіл тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» в зоні напіврідинного мастила;

– До числа факторів, які істотно впливають на температуру спалаху можна віднести комплексний параметр мікрошорсткості Δ , коефіцієнт тертя, питома навантаження та швидкість ковзання;

– Для розрахунку температури спалаху необхідно перш за все мати у своєму розпорядженні дані за параметрами мікрогеометрії ν , радіусами закруглення нерівностей, а також величинами контурної площі торкання поверхонь.

ВИСНОВКИ

– Застосовано розроблену на кафедрі експлуатації та ремонту машин ПДАБА методику розрахунку температур тертя для оцінки температур спалаху у сполученні «поршневе кільце-гільза циліндра» дизельного двигуна і визначено, що величини температур спалаху можуть коливатися в широких межах і для обраних умов і режимів тертя вона може перевищувати усереднену температуру на 90°C ;

– Досліджено вплив різних умов тертя та режимів роботи на температуру в мікроконтакті тіл тертя «поршневе кільце-гільза циліндра» ДВЗ в зоні напіврідного мастилаю. Для трибосистеми гільза циліндра-поршневе кільце відношення максимальної температури спалаху до усередненої температури знаходиться в межах $0 \dots 1,6$;

– Виявлено основні фактори та діапазон їх дії, що впливають на температурний режим в мікроконтакті тіл тертя ДВЗ. До числа факторів, які істотно впливають на температуру спалаху можна віднести комплексний параметр мікрошорсткості Δ , коефіцієнт тертя, питоме навантаження та швидкість ковзання. Також для розрахунку температури спалаху необхідно перш за все мати у своєму розпорядженні дані за параметрами мікрогеометрії, а також величинами контурної площі торкання поверхонь.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Аулін В. В., Замота Т. Н., Лисенко С. В. Підвищення експлуатаційної зносостійкості деталей машин їх триботехнічних відновленням і управлінням процесами підробітки, 2016. Vol. 18. No 2. P. 89—96.
2. І. В. Гурей. Розрахунково-експериментальні методи керування процесами граничного змащування технічних трибосистем. Монографія. – Хмельницький: ТНТУ, 2020. – 170 с.
3. Аулін В. В., Лисенко С. В., Кузик О. В. Трибофізичні основи підвищення надійності мобільної сільськогосподарської та автотранспортної техніки технологіями триботехнічного відновлення: монографія. Кіровоград. Видавництво Лисенко В. Ф. 2016. 304 с.
4. Диха О. В. Розрахунково-експериментальні методи керування процесами граничного змащування технічних трибосистем. Монографія. – Хмельницький: ХНУ, 2018. – 197 с.
5. Диха О. В., Аулін В. В., Лисенко С. В., Гриньків А. В. Вплив експлуатаційних факторів на режим змащування і зносостійкість деталей дизельних двигунів автомобілів. Проблеми трибології (Problems of tribology). Хмельницький: ХНУ, – 2018. – №3 – С.41-54.
6. Замота Т. Н., Аулін В. В. Управление процессами приработки основных сопряжений деталей машин при изготовлении и ремонте: монография. Кировоград. Лысенко В. Ф. 2015. 302 с.
7. Матеріали Все-української науково-практичної конференції, Обладнання і технології сучасного машинобудування. І. В. Гурей, Т. А. Гурей, І. В. Гурей. ТНТУ, 2017. – 68 с.
8. І. В. Гурей, Т. А. Гурей. Дослідження параметрів якості поверхневого шару деталей після його комбінованого пластичного деформування. ТНТУ, 2020. – 68 - 75 с.
9. Триньов О. В. Конструктивні засоби оптимізації теплонапруженого стану циліндрової гільзи швидкохідного дизеля / О. В. 30 Триньов, В. В.

Коростиченко, Р. Ю. Бугайцов // Двигатели внутреннего сгорания. – Харьков НТУ «ХПИ», 2017. – №2. – с. 33-39.

10. Международный научный журнал «Трение и Износ». ТРЕНИЕ И ИЗНОС Институт механики металлополимерных систем им. В. А. Белого НАН Беларуси, Минск, Республика Беларусь, том 37, 2016 г. 92 с.

11. Сучасні аспекти трибології у транспортних засобах Автор Олександр Добровольський, Віктор Малишев, Валерій Косенко, Ніна Кущевська 2016 р., 356 с.

12. Archard J. F. Theory of mechanical wear // Research. 1952. V. 5. No 8. P. 395–396. 119.

13. Егер Дж. К. Упругость, прочность и текучесть. Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы. М.: 1961 г., - 172 с.

14. Blok H. Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions – Proc/. Inst/ Mech. Eng. London, 1937. V2.2., p. 222.

15. Bowden F. P., Tabor D. The Friction and Lubrication on Solids. Pt. 1. Oxford: Clarendon Press, 1971, 391 p.

16. Трение износ и смазка (Трибология и Триботехника) /А. В. Чичинадзе, Э. М. Берлинер, Э. Д. Брауни др. /Под общ.ред. А. В. Чичинадзе. - М.: Машиностроение, 2003.-576с.

17. Технічна експлуатація будівельно-дорожніх машин та автомобілів. Частина III. Полянський С. К., 2013 р. 624 с.

18. Транспортні енергетичні установки (традиційні, нетрадиційні та альтернативні), принцип роботи та особливості будови : навч. по-сіб. / Ю. Ф. Гутаревич та ін. К. : НТУ, 2015. 244 с.

19. Численный анализ влияния шероховатости на характеристики смазочного слоя в контакте шероховатых поверхностей 2019 г. В. Д. Данилов, П. П. Усов, Н. Н. Рева, Л. К. Олифирова 77 с.

20. Бучинський М. Я., Горик О. В., Чернявський А. М., Яхін С. В. Основи творення машин / [За редакцією О. В. Горика, доктора технічних наук, професора, заслуженого працівника народної освіти України]. – Харків : Вид-во «НТМТ», 2017. — 448 с.
21. Archard J. F. The wear of metals // *Scientific Lubrication*. 1958. V. 10. No 11. P. 16–21. 121.
22. Archard J. F. Temperature of rubbing surfaces // *Wear*. 1958/59. V. 2. No 6. P. 438–455.
23. Archard J. F. Contact and rubbing of flat surfaces // *J. of Applied Physics*. 1953. V. 24. No 8. P. 981–988. 120.
24. Триньов О. В. Експериментальне дослідження теплового стану циліндрової гільзи швидкохідного дизеля / Д. Г. Сівих, Р. Ю. Бугайцов // *Двигатели внутреннего сгорания*. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2018. – №1. – с. 43-48.
25. Триньов А. В. Расчетное моделирование оптимального теплового состояния гильзы цилиндра быстроходного дизеля / А.В. Триньов, В. И. Калантай // *Двигатели внутреннего сгорания*. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2012. – №1. – с. 35-41.
26. Триньов О. В. Локальне охолодження теплонапружених деталей ДВЗ: навч. посібник /: Національний Технічний Університет «Харківський Політехнічний Інститут» – Київ: Вид. дім «Кондор», 2018, – 212 с.
27. О. А. Микосянчик, А. П. Кудрин, Р. Г. Мнацаканов, А. Е. Якобчук, В. В. Токарчук. Оцінка теплових процесів в фрикційному контакті при коченні з прослизанням. 2017. – 12 с.
28. Моделирование параметров трения и износа цилиндро-поршневой группы двигателя в реальном эксплуатационном цикле. А. Ю. Шабанов, А. Б. Зайцев, А. А. Метелев, Ю. П. Пустовалов\ Санкт – Петербург. 2015 г. 15 с.
29. Расчет температурной вспышки при множественном контакте и граничной смазке. /В. Г. Заренбин // *Вісник Придніпровської державної академії будівництва та архітектури*. – Дніпропетровськ: ПДАБА та А. – 2011. – № 6-7 - С. 12-16.

ТЕМПЕРАТУРА МІКРОКОНТАКТА ПАРИ ТЕРТЯ «ПОРШНЕВЕ КІЛЬЦЕ-ГІЛЬЗА ЦИЛІНДРА»

$$\begin{aligned}
 & \lambda_k \equiv 70 \quad \lambda_u \equiv 50 \quad \lambda_m \equiv .14 \quad C_k \equiv 450 \quad C_u \equiv 460 \quad C_m \equiv 1800 \\
 & \rho_k \equiv 7150 \quad \rho_u \equiv 7000 \quad \rho_m \equiv 900 \quad E_u \equiv 11 \cdot 10^{10} \quad E_k \equiv 21 \cdot 10^{10} \quad HB \equiv .4 \cdot 10^{10} \quad \mu_u \equiv .23 \\
 & \mu_k \equiv .23 \quad \mu_0 \equiv 0.02 \quad \rho_y \equiv 1.5 \cdot 10^5 \quad \rho_a \equiv 1 \cdot 10^5 \quad \rho_z \equiv 8 \cdot 10^6 \quad \lambda_d \equiv 0.282 \quad \tau_{k1} \equiv 160 \quad n_d \equiv 2600 \\
 & h \equiv 1 \cdot 10^{-3} \quad h_m \equiv 0.1 \cdot 10^{-6} \quad S \equiv 0.12 \quad R_u \equiv 0.06 \quad \delta_0 \equiv 2 \cdot 10^{-6} \quad h_k \equiv 3 \cdot 10^{-3} \quad \alpha \equiv .3 \\
 & \epsilon \equiv 16.5 \quad n_1 \equiv 1.37 \quad n_2 \equiv 1.21 \quad p_{l2} \equiv 0.2 \quad \beta_1 \equiv 0.06 \quad \beta_2 \equiv 0.08 \quad n_A \equiv 3 \quad q_k \equiv 0.3 \cdot 10^6 \quad Ra_1 \equiv 0.25 \cdot 10^{-6} \\
 & Ra_2 \equiv 0.25 \cdot 10^{-6} \quad R_{m1} \equiv 1.44 \cdot 10^{-6} \quad R_{m2} \equiv 1.6 \cdot 10^{-6} \quad \nu_1 \equiv 2 \quad \nu_2 \equiv 1.6 \quad b_1 \equiv 2.37 \quad b_2 \equiv 2.16 \\
 & r_1 \equiv 1000 \cdot 10^{-6} \quad r_2 \equiv 30 \cdot 10^{-6} \quad n_\tau \equiv 400 \quad n_R \equiv 4 \quad n_\phi \equiv 15 \quad n_\nu \equiv 4 \quad \Delta A \equiv .25 \quad n_r \equiv 4 \quad n_\Delta \equiv 4 \\
 & \Delta\phi \equiv 10 \quad \Delta\tau \equiv .5 \cdot 10^{-8} \quad \Delta R_{m1} \equiv 0.2 \cdot 10^{-6} \quad \Delta r_1 \equiv 100 \cdot 10^{-6} \quad \Delta r_2 \equiv 50 \cdot 10^{-6} \\
 & \Delta R_{m2} := 0.2 \cdot 10^{-6} \quad \Delta\nu_1 := .3 \quad \Delta\nu_2 := 0.3 \quad n_b := 4 \quad \Delta b := .1 \\
 & t_{u1} := (146 \ 150 \ 152 \ 154 \ 156 \ 158 \ 160 \ 158 \ 156 \ 154 \ 152 \ 150 \ 146 \ 143 \ 135 \ 130) \quad \Delta\tau \equiv .8 \cdot 10^{-8} \quad n_\tau \equiv 50 \\
 & t_{u1} := t_{u1}^T \quad n_p := 0..n_A \quad A_{nc_{np}} := n_p \cdot \Delta A + .2 \quad A_n := \pi \cdot 2 \cdot R_u \cdot h_k \quad A_{c_{np}} := A_{nc_{np}} \cdot A_n \quad A_n = 1.131 \times 10^{-3} \\
 & p_{cg} := p_a \cdot \epsilon^{n_1} \quad k_\phi := 0..n_\phi \quad \phi_{l_{k\phi}} := k_\phi \cdot \Delta\phi + 300 \quad \phi_{k\phi} := \phi_{l_{k\phi}} \cdot \frac{\pi}{180} \quad t_{k_{k\phi}} := \tau_{k1} \quad \Delta t_{k\phi} := t_{u_{k\phi}} - t_{k_{k\phi}} \\
 & k_r := 0..n_r \quad rk2_{kr} := r_2 + k_r \cdot \Delta r_2 \quad rk1_{kr} := r_1 + k_r \cdot \Delta r_1 \\
 & a_m := \frac{\lambda_m}{\rho_m \cdot C_m} \quad a_u := \frac{\lambda_u}{\rho_u \cdot C_u} \quad a_k := \frac{\lambda_k}{\rho_k \cdot C_k} \quad r_{kr} := \frac{rk1_{kr} \cdot rk2_{kr}}{rk1_{kr} + rk2_{kr}} \\
 & a_k = 2.176 \times 10^{-5} \quad a_u = 1.553 \times 10^{-5} \quad a_m = 8.642 \times 10^{-8} \quad 4.5 \cdot 10^{-12} \cdot \exp\left(\frac{30000}{8.314 \cdot 503}\right) = 5.871 \times 10^{-9} \\
 & k_\nu := 0..n_\nu \quad \nu_{22_{k\nu}} := \nu_2 - k_\nu \cdot \Delta\nu_2 \quad \nu_{11_{k\nu}} := \nu_1 - k_\nu \cdot \Delta\nu_1 \\
 & k_b := 0..n_b \quad \nu_{k\nu} := \nu_{11_{k\nu}} + \nu_{22_{k\nu}} \quad b_{11_{kb}} := b_1 - k_b \cdot \Delta b \\
 & k_R := 0..n_R \quad R_{2m_{kR}} := R_{m2} - k_R \cdot \Delta R_{m2} \quad b_{22_{kb}} := b_2 - k_b \cdot \Delta b \quad R_{1m_{kR}} := R_{m1} - k_R \cdot \Delta R_{m1}
 \end{aligned}$$

$$Rm_{kR} := R1m_{kR} + R2m_{kR}$$

$$k2\nu_{k\nu} := \frac{\Gamma(\nu 22_{k\nu} + 1) \cdot \Gamma(\nu 1 + 1)}{\Gamma[\nu 22_{k\nu} + (\nu 1 + 1)]} \quad \frac{\Gamma(2 + 1) \cdot \Gamma(2 + 1)}{\Gamma[2 + (2 + 1)]} = 0.167$$

$$\nu = \begin{pmatrix} 3.6 \\ 3 \\ 2.4 \\ 1.8 \\ 1.2 \end{pmatrix} \quad Rm = \begin{pmatrix} 3.04 \times 10^{-6} \\ 2.64 \times 10^{-6} \\ 2.24 \times 10^{-6} \\ 1.84 \times 10^{-6} \\ 1.44 \times 10^{-6} \end{pmatrix} \quad r = \begin{pmatrix} 2.913 \times 10^{-5} \\ 7.458 \times 10^{-5} \\ 1.173 \times 10^{-4} \\ 1.581 \times 10^{-4} \\ 1.975 \times 10^{-4} \end{pmatrix} \quad b11 = \begin{pmatrix} 2.37 \\ 2.27 \\ 2.17 \\ 2.07 \\ 1.97 \end{pmatrix} \quad b22 = \begin{pmatrix} 2.16 \\ 2.06 \\ 1.96 \\ 1.86 \\ 1.76 \end{pmatrix}$$

$$k2\nu_{k\nu} := \frac{\Gamma(\nu 22_{k\nu} + 1) \cdot \Gamma(\nu 1 + 1)}{\Gamma[\nu 22_{k\nu} + (\nu 1 + 1)]} \quad \frac{\Gamma(2 + 1) \cdot \Gamma(2 + 1)}{\Gamma[2 + (2 + 1)]} = 0.167$$

$$b_{k\nu} := \frac{k2\nu_{k\nu} \cdot b11_{k\nu} \cdot b22_{k\nu} \cdot (R1m_{k\nu} + R2m_{k\nu})^{\nu 22_{k\nu} + \nu 11_{k\nu}}}{(R2m_{k\nu})^{\nu 22_{k\nu}} \cdot (R1m_{k\nu})^{\nu 11_{k\nu}}}$$

$$\Delta_{k\nu} := \frac{Rm_{k\nu}}{\left[\frac{1}{(b_{k\nu})^{\nu_{k\nu}} \cdot r_{k\nu}} \right]} \quad \Delta = \begin{pmatrix} 0.051 \\ 0.016 \\ 8.137 \times 10^{-3} \\ 4.265 \times 10^{-3} \\ 1.908 \times 10^{-3} \end{pmatrix}$$

$$\Theta := \frac{1 - \mu K^2}{E K}$$

$$Sc := \frac{S}{\varepsilon - 1}$$

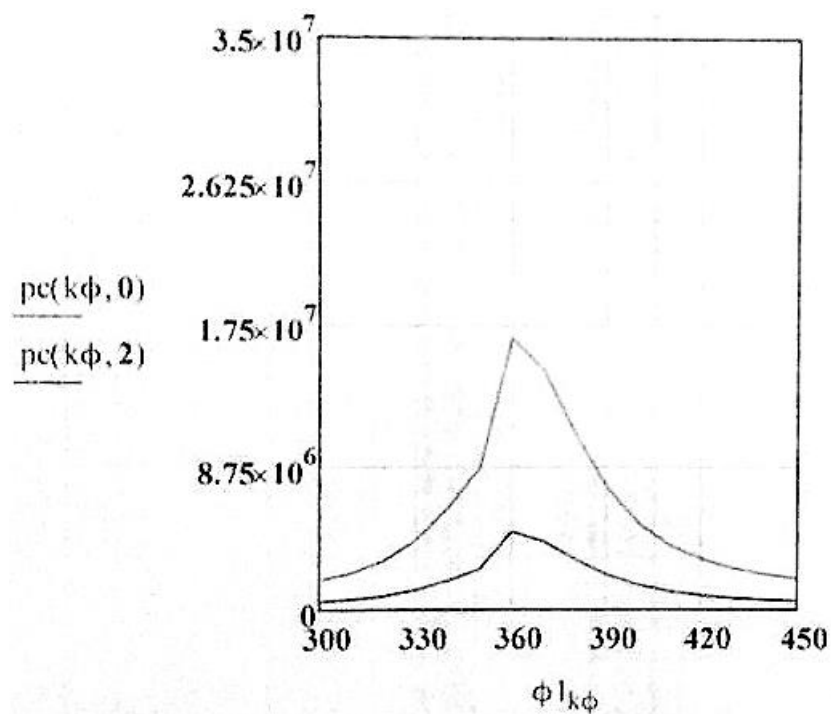
$$\varepsilon x(k\phi) := 1 + \frac{S}{2} \cdot \frac{1 - \cos(\phi_{k\phi})}{Sc}$$

$$pg2(k\phi) := \frac{pz}{\varepsilon x(k\phi)^{n2}} \quad pg1(k\phi) := \frac{pcg}{\varepsilon x(k\phi)^{n1}} \quad pg(k\phi) := \text{if}(k\phi < 6, pg1(k\phi), pg2(k\phi)) \quad pgg_{k\phi} := pg(k\phi)$$

$$pt(k\phi) := [(pg(k\phi) + py) - 0.5 \cdot pg(k\phi) \cdot (1 + pl2)] \quad ssl(k\phi) := \frac{S}{2} \left[(1 - \cos(\phi_{k\phi})) + \frac{\lambda_1}{4} \cdot (1 - \cos(2 \cdot \phi_{k\phi})) \right]$$

$$pc(k\phi, np) := \frac{pt(k\phi)}{\Lambda_{nc_{np}}} \quad sp_{k\phi} := ssl(k\phi) \quad v(k\phi) := \text{if} \left[k\phi = 6.0, \left| \pi \cdot \frac{nd}{30} \cdot \frac{S}{2} \cdot \left(\sin(\phi_{k\phi}) + \frac{\lambda_1}{2} \cdot \sin(2 \cdot \phi_{k\phi}) \right) \right| \right]$$

$$v1_{k\phi} := v(k\phi) \quad v(6) = 0$$



Перевірка насиченого пластичного контакту

$$pck(k\nu) := \frac{5.4^{\nu_{k\nu}} \cdot HB^{2 \cdot \nu_{k\nu} + 1} \cdot (1 - \mu_{II}^2)^{2 \cdot \nu_{k\nu}}}{2 \cdot (\Delta_{k\nu})^{\nu_{k\nu}} \cdot E_{II}^{2 \cdot \nu_{k\nu}}}$$

Перевірка насиченого пружного контакту

$$p_{сн}(k\nu) := \frac{8 \cdot 10^{-2} \cdot (\Delta_{k\nu})^{.5} \cdot E_{II}}{2 \nu_{k\nu} + 1} \cdot \left[\frac{1}{(b_{k\nu})^{\nu_{k\nu}} \cdot \nu_{k\nu}} \right]^{2 \nu_{k\nu} - 1} \cdot (1 - \mu_{II}^2)$$

$$p_{ск}(0) = 1.179 \times 10^6$$

$$p_{сн}(0) = 1.471 \times 10^8$$

$$p_{с}(8, 0) = 1.081 \times 10^7$$

$$p_{сн1}(k\nu) := \frac{.5 \cdot HB}{\left[\nu_{k\nu} (b_{k\nu})^{\nu_{k\nu}} \right]^{\frac{\nu_{k\nu}}{\nu_{k\nu} - 1}}}$$

$$\Delta = \begin{pmatrix} 0.051 \\ 0.016 \\ 8.137 \times 10^{-3} \\ 4.265 \times 10^{-3} \\ 1.908 \times 10^{-3} \end{pmatrix}$$

Пластичний контакт

$$d_n(k\nu, k\phi, n\rho) := \frac{2^{1.5} \cdot r_{k\nu}}{\sqrt{\nu_{k\nu}}} \cdot (\Delta_{k\nu})^{0.5} \cdot \left(\frac{p_c(k\phi, n\rho)}{HB} \right)^{\frac{1}{2 \cdot \nu_{k\nu}}}$$

$$d_n(0, 0, 0) = 3.35 \times 10^{-6} \sqrt{4\pi} = 3.545$$

Пружний контакт

$$k1\nu_{k\nu} := \frac{\Gamma(\nu_{k\nu} + 1)}{\Gamma\left(\nu_{k\nu} + \frac{3}{2}\right)}$$

$$p_r(k\nu, k\phi, n\rho) := p_c(k\phi, n\rho) \cdot \frac{1}{2 \cdot \nu_{k\nu} + 1} \cdot \left[\frac{1}{\frac{2^{2 \cdot \nu_{k\nu}}}{\pi^{.5} \cdot \Theta} \cdot k1\nu_{k\nu} \cdot (\Delta_{k\nu})^{.5}} \right]^{\frac{2 \cdot \nu_{k\nu}}{2 \cdot \nu_{k\nu} + 1}}$$

$$k1\nu = \begin{pmatrix} 0.479 \\ 0.516 \\ 0.563 \\ 0.625 \\ 0.713 \end{pmatrix}$$

$$pr(0, 8, 0) = 6.147 \times 10^9$$

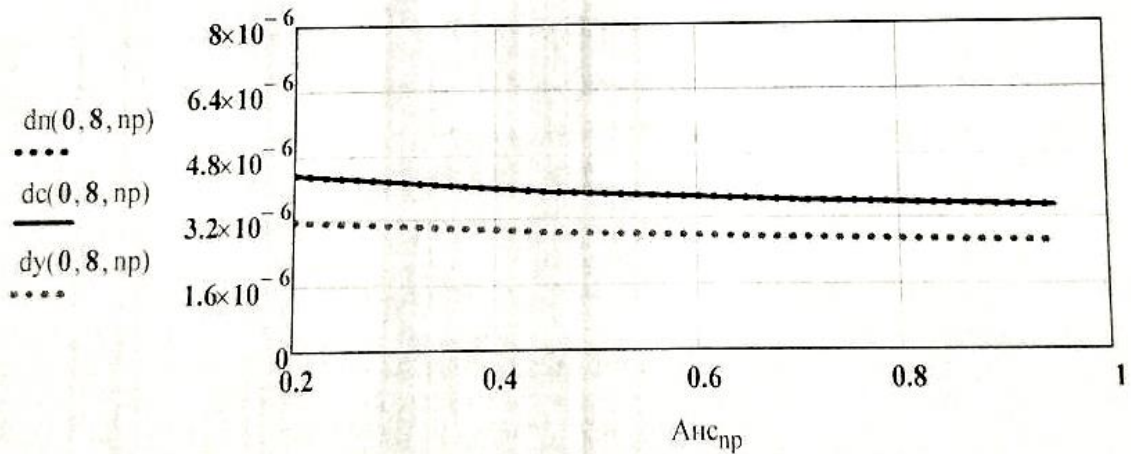
$$pr(4, 8, 3) = 5.349 \times 10^8$$

$$dy(k\nu, k\phi, np) := \frac{2 \cdot r_{k\nu}}{\sqrt{\nu_{k\nu}}} \cdot \left[\frac{2 \cdot \sqrt{\pi}}{k1\nu_{k\nu}} (\Delta_{k\nu})^{\nu_{k\nu}} \cdot pc(k\phi, np) \cdot \Theta \right]^{\frac{1}{2 \cdot \nu_{k\nu} + 1}}$$

$$dy(0, 8, 0) = 3.149 \times 10^{-6}$$

$$dy(4, 8, 3) = 2.162 \times 10^{-6}$$

$$dc(k\nu, k\phi, np) := \text{if}[(pc(k\phi, np)) < pck(k\nu), dy(k\nu, k\phi, np), dn(k\nu, k\phi, np)]$$



$$Ary(k\nu, k\phi, np) := pt(k\phi) \cdot \frac{A_H}{pr(k\nu, k\phi, np)}$$

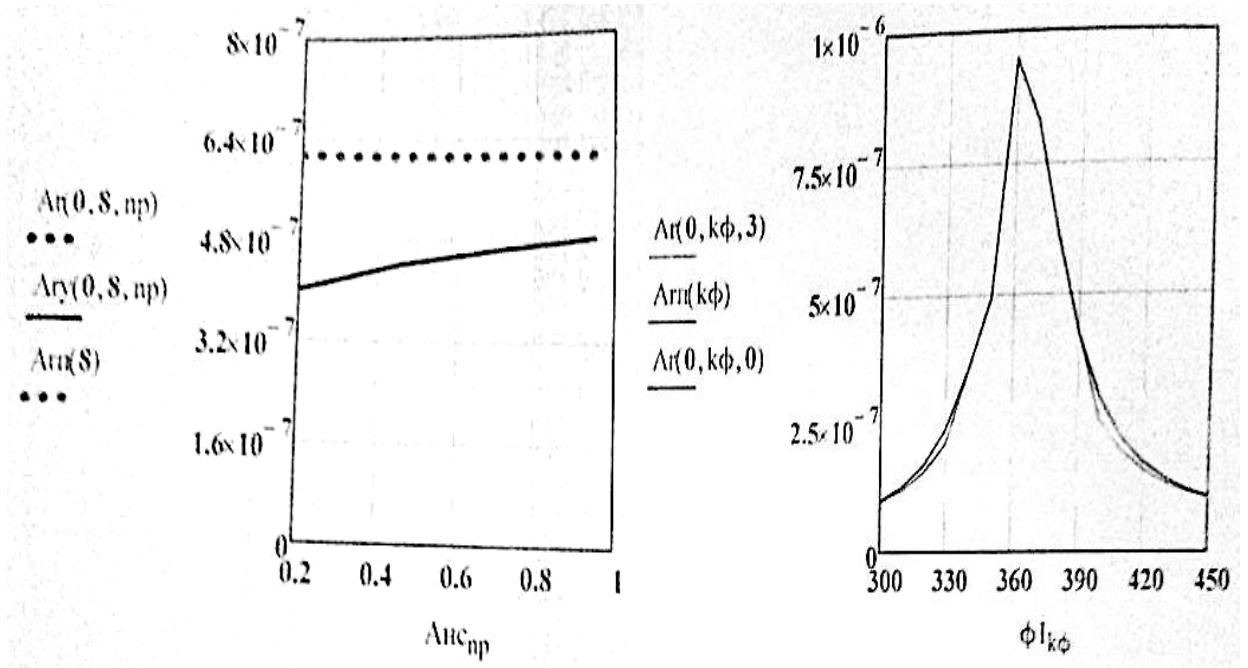
$$pr(0, 8, 0) = 6.147 \times 10^9$$

$$Arr(k\phi) := pt(k\phi) \cdot \frac{A_H}{HB}$$

$$pc(8, 0) = 1.081 \times 10^7$$

$$pck(0) = 1.179 \times 10^6$$

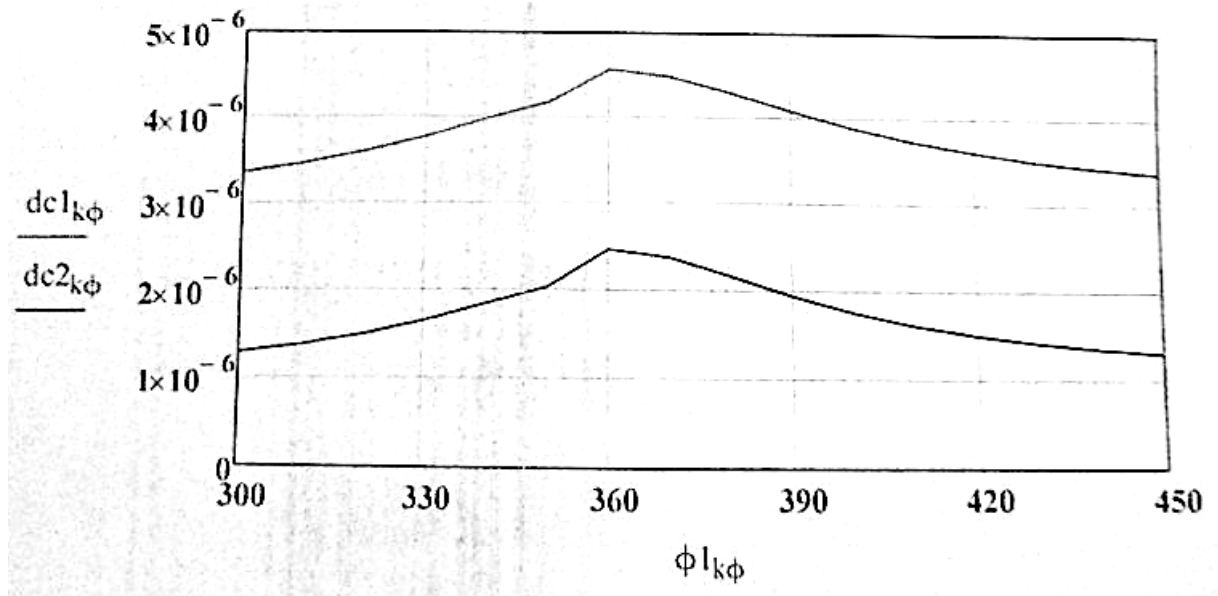
$$Ar(k\nu, k\phi, np) := \text{if}[(pc(k\phi, np)) < pck(k\nu), Ary(k\nu, k\phi, np), Arn(k\phi)]$$



$$dcn_{k\phi} := dn(1, k\phi, 2)$$

$$dey_{k\phi} := dy(1, k\phi, 2)$$

$$dc1_{k\phi} := dc(0, k\phi, 0)$$



$$\tau k(k\nu, k\phi, np) := \frac{dc(k\nu, k\phi, np)}{V(k\phi)} \quad \tau_M := \frac{hM^2}{3 \cdot aM} \quad \tau_M = 3.857 \times 10^{-8} \quad \tau k(0, 8, 0) = 6.074 \times 10^{-7}$$

$$\tau_{ko}(k\nu, k\phi, np) := \frac{\tau_k(k\nu, k\phi, np)}{\tau_M} \quad f_y := \beta_1$$

$$f_n(k\nu, k\phi, np) := f_y + 0.44 \cdot (\Delta_{k\nu})^{0.5} \cdot \left(2 \cdot \frac{pc(k\phi, np)}{HB} \right)^{0.25}$$

$$f(k\nu, k\phi, np) := \text{if}(pc(k\phi, np) < pc_k(k\nu), f_y, f_n(k\nu, k\phi, np)) \quad f(0, 8, 0) = 0.087$$

$$Pe1(k\nu, k\phi, np) := \frac{V(k\phi) \cdot dc(k\nu, k\phi, np)}{a_u} \quad f(4, 8, 3) = 0.06$$

$$Pe1(k\nu, k\phi, np) := \text{if}(k\phi = 6, 0, Pe1(k\nu, k\phi, np))$$

$$Pe2(k\nu, k\phi, np) := \frac{Pe1(k\nu, k\phi, np)}{a_k} \cdot a_u \quad k := 0..n\tau \quad \tau_k := k \cdot \Delta\tau$$

$$Fol(\tau_1, k\nu, k\phi, np) := \frac{4a_u \cdot \tau_1}{dc(k\nu, k\phi, np)^2}$$

$$Fom(k\nu, k\phi, np) := \text{if}\left(k\phi = 6, 0, 4 \cdot \frac{a_M \cdot \tau_M}{dc(k\nu, k\phi, np)^2}\right) \quad Fom(2, 7, 2) = 7.019 \times 10^{-4}$$

$$f1(x, u, k\nu, k\phi, np) := \text{erf}\left(\frac{x+1}{u} + \frac{1}{2} \cdot \frac{u \cdot Pe1(k\nu, k\phi, np)}{4}\right) - \text{erf}\left(\frac{x-1}{u} + \frac{1}{2} \cdot \frac{u \cdot Pe1(k\nu, k\phi, np)}{4}\right)$$

$$f2(x, u, k\nu, k\phi, np) := \text{erf}\left(\frac{x+1}{u} + \frac{1}{2} \cdot \frac{u \cdot Pe2(k\nu, k\phi, np)}{4}\right) - \text{erf}\left(\frac{x-1}{u} + \frac{1}{2} \cdot \frac{u \cdot Pe2(k\nu, k\phi, np)}{4}\right)$$

$$f20(x, u) := \operatorname{erf}\left(\frac{x+1}{u}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{x-1}{u}\right)$$

$$\Theta2u(x, y, k\nu, k\phi, np) := \frac{1}{4\sqrt{\pi}} \cdot \left[\int_0^{2\sqrt{Fom(k\nu, k\phi, np)}} \left(\operatorname{erf}\left(\frac{y+1}{u}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{y-1}{u}\right) \right) \cdot f20(x, u) \, du \right]$$

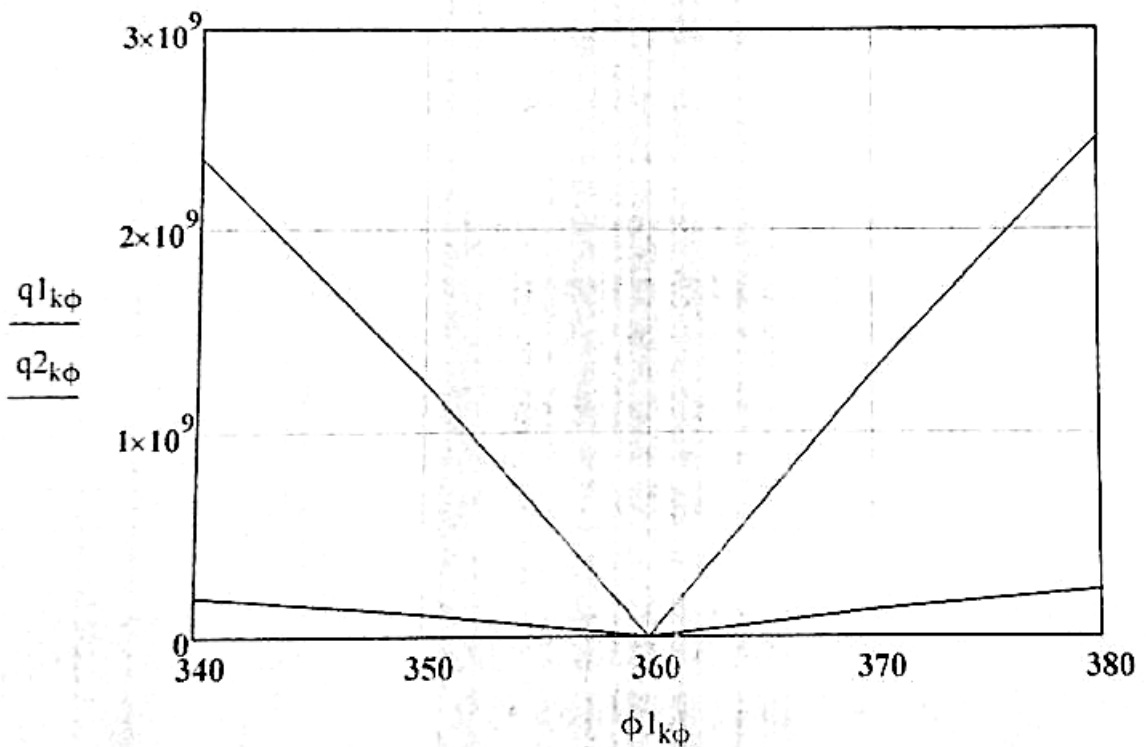
$$\Theta_{UM}(x, y, k\nu, k\phi, np) := \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{Fom(k\nu, k\phi, np)}$$

$$\Theta u(x, y, k\phi, np) := \text{if}(k\phi = 6, 0, \Theta2u(x, y, k\nu, k\phi, np))$$

$$q(k\nu, k\phi, np) := \text{if}[\text{pc}(k\phi, np) < \text{pck}(k\nu), \text{fy} \cdot (V(k\phi) \cdot \text{pr}(k\nu, k\phi, np)), \text{fn}(k\nu, k\phi, np) \cdot V(k\phi) \cdot \text{HB}]$$

$$\tau_M = 3.857 \times 10^{-8}$$

$$q1_s = 2.455 \times 10^9 \quad q2_s = 2.268 \times 10^8 \quad q2_{k\phi} := q(4, k\phi, 3) \quad q1_{k\phi} := q(0, k\phi, 0)$$



$$t1_{vu}(x, y, k\nu, k\phi, np) := \frac{(1 - 0.5) \cdot q(k\nu, k\phi, np) \cdot dc(k\nu, k\phi, np) \cdot \Theta u(x, y, k\phi, np)}{2 \cdot \lambda u}$$

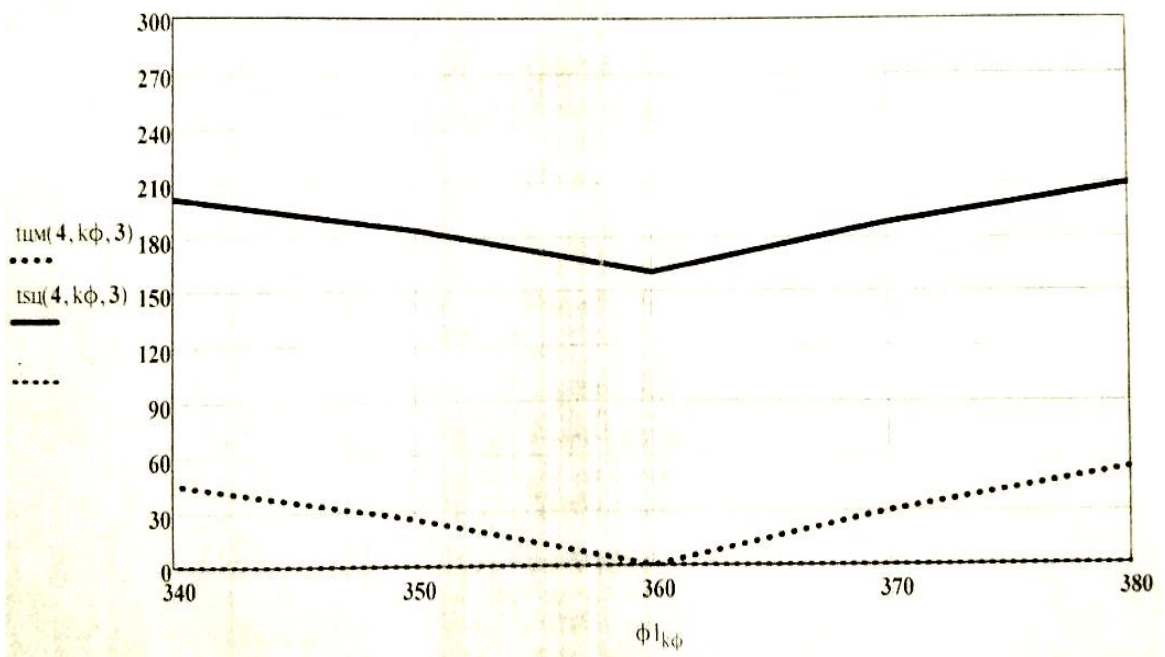
$$t_{\text{вц}}(x, y, k\nu, k\phi, n\rho) := \text{if}(V(k\phi) = 0, 0, t_{\text{вц}}(x, y, k\nu, k\phi, n\rho))$$

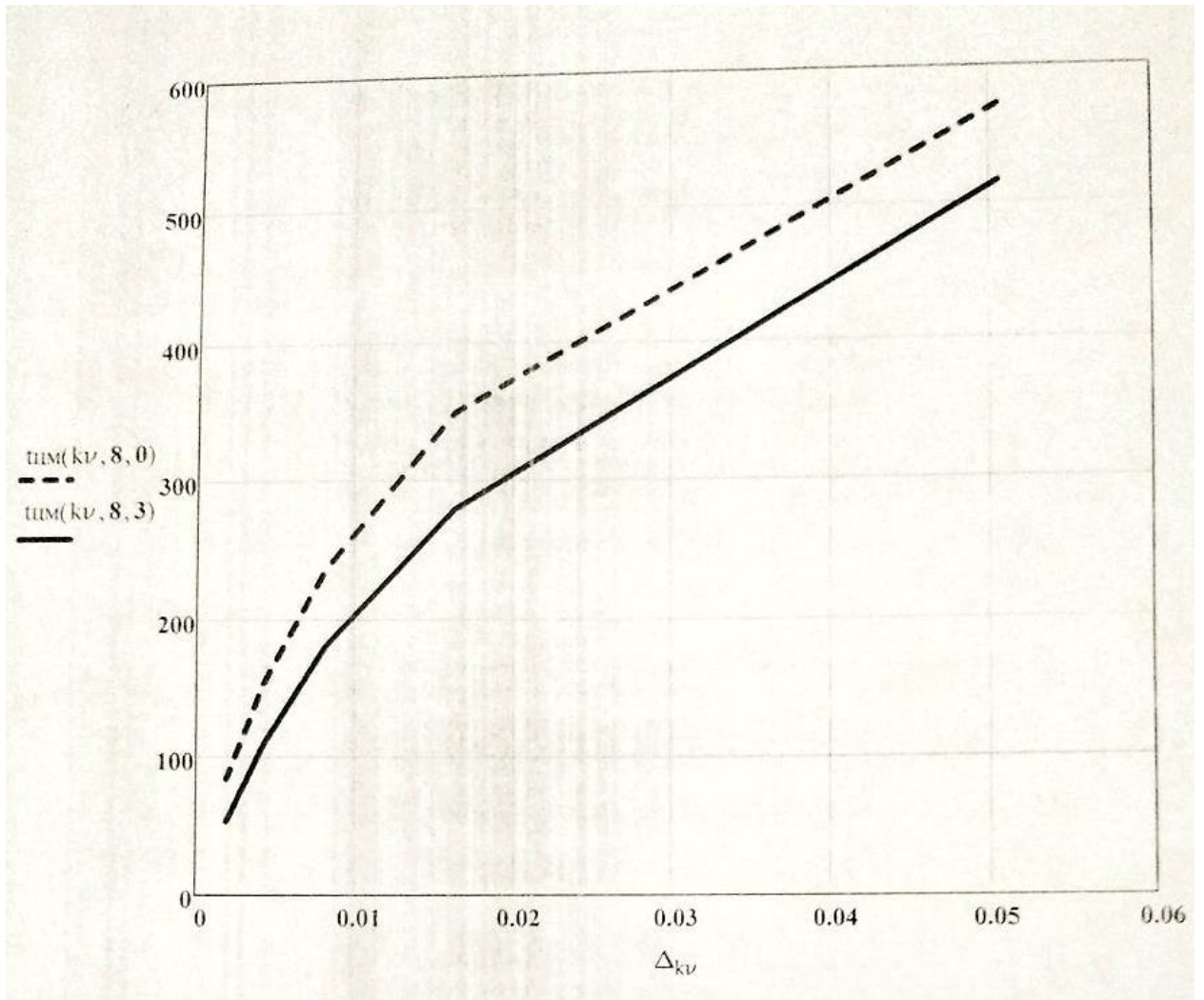
$$t_{\text{цм}}(k\nu, k\phi, n\rho) := \frac{0.5 \cdot q(k\nu, k\phi, n\rho) \cdot \sqrt{a_m \cdot (\tau_m)} \cdot 2}{\lambda_m \cdot \sqrt{\pi}}$$

$$t_{\text{сц}}(k\nu, k\phi, n\rho) := t_{\text{цм}}(k\nu, k\phi, n\rho) + t_{\text{к}\phi} \quad t(k\nu, k\phi, n\rho) := \frac{t_{\text{цм}}(k\nu, k\phi, n\rho)}{t_{\text{к}\phi}}$$

$$\tau_m = 3.857 \times 10^{-8}$$

$$\text{Анс}_3 = 0.95$$





ВІДОМІСТЬ КВАЛІФІКАЦІЙНОЇ РОБОТИ

№ строки	Формат	Позначення	Найменування	Кіл. лист	№ екз.	Прим.	
		<u>Загальна документація</u>					
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.00ПЗ	Пояснювальна записка	65	1		
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.01	Заголовний слайд	1	1	Слайд 1	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.02	Актуальність кваліфікаційної роботи	1	1	Слайд 2	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.03	Загальні положення кваліфікаційної роботи	1	1	Слайд 3	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.04	Розрахункова схема трибосполучення на мікрорівні	1	1	Слайд 4	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.05	Максимальна температура спалаху для ГЦ і ПК	1	1	Слайд 5	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.06	Зміни температур залежно від кута повороту колінчастого валу	1	1	Слайд 6	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.07	Зміни відносної температури контакту залежно від кута повороту колінчастого валу	1	1	Слайд 7	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.08	Зміна інтенсивності теплового потоку q і фактичної площі A_r залежно від параметра V	1	1	Слайд 8	
	A4	МКР.ЕРМ.20.13032.09	Зміни температури спалаху $t_{сн}$ залежно від Δ при різних значеннях відносної площі $A_{сн}$	1	1	Слайд 9	

МКР.ЕРМ.20.13032.00 ВКР

Зм.	Арж.	№ Докум.	Підпис	Дата				
Розроб.	Балан О.О.				Дослідження впливу факторів на температуру в мікроконтакті тіл тертя ДВЗ Відомість КР	Літ.	Аркуш	Аркушів
Перевір.	Заренбін В.Г.					М	К	Р
Керівник	Заренбін В.Г.						64	2
Н.контр.	Колеснікова Т.М.					ДВНЗ ПДАБА		
Затв.	Лиходій О.С.					гр. АТ-19мп		

