

НАЦІОНАЛЬНИЙ ТРАНСПОРТНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

Міланенко Олександр Анатолійович

УДК 621.891

ДИСЕРТАЦІЯ
«НАУКОВО-ПРИКЛАДНІ ЗАСАДИ ПІДВИЩЕННЯ
ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ І ЗНОСОСТІЙКОСТІ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ
В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ»

Спеціальність 05.02.04 – тертя та зношування в машинах
Галузь знань 13 – механічна інженерія

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело



О.А. Міланенко

Науковий консультант: Дмитриченко Микола Федорович, доктор технічних наук, професор

Київ – 2024

АНОТАЦІЯ

Міланенко О.А. Науково-прикладні засади підвищення ефективності мащення і зносостійкості вузлів тертя в екстремальних умовах роботи. - Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.02.04 «Тертя та зношування в машинах» (13 – Механічна інженерія). – Національний транспортний університет, Київ, 2024.

В дисертаційній роботі вирішується науково-технічна проблема реалізації стійкого мащення в умовах змішаного тертя та створення в зоні фрикційного контакту неконформних і конформних вузлів тертя модифікованих шарів з оптимальною мастильною здатністю та структурною пристосовуваністю до екстремальних умов роботи, спрямоване на підвищення ефективності мащення та зносостійкості пар тертя за контактнo-механічними, реологічними і фізико-хімічними аспектами.

Запропоновано концепцію методології підвищення зносостійкості і ефективності мащення для вузлів з позиції змішаного режиму тертя. Встановленні необхідні умови розриву мікро-ЕГД мастильного шару, що досягається комплексом заходів щодо поліпшення триботехнічних показників за наступними критеріями: реалізації стійкого мащення за критерієм режиму мащення, підбором оптимальної форми контакту за критерієм еліптичності; збільшенню долі гідродинамічного тиску мастильних шарів відносно контактного тиску на виступах мікронерівностей за критерієм тиску; врахуванню реологічних параметрів щодо зміни п'єзокоефіцієнту в'язкості при збільшенні тиску за реологічним критерієм; оцінки появи пластично-деформованого стану за критерієм пластичності; модифікуванню і корегуванню якісного та кількісного хімічного складу компонентів в мастильному середовищі за рахунок збільшення середньої локальної температури поверхонь тертя за температурним критерієм.

Розроблено двоетапну методику підвищення ефективності мащення і зносостійкості пар тертя для підшипникових вузлів та деталей ДВЗ щодо встановлення оптимального якісного та кількісного хімічного складу мастильних середовищ (сумішей та модифікованих олів) із досліджуваними хімічно-активними компонентами.

Визначені необхідні умови реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення у підшипникових вузлах тертя в зоні мікро-ЕГД контакту для більшості моторних, трансмісійних і універсальних олів.

Для забезпечення реалізації стійкого мащення в умовах змішаного тертя підшипникових вузлів та вузлів ДВЗ, що працюють в нестационарних умовах тертя при низькотемпературному запуску, визначена технологія модифікування щодо виявлених модифікованих сумішей та олів з оптимальним якісним та кількісним складом хімічних компонентів, що забезпечують структурну пристосовуваність до екстремальних умов роботи.

Встановлена кореляція між температурою в зоні локального контакту і об'ємною температурою модифікованої оливи при збільшенні максимального контактного напруження.

Побудовано математичну модель напружено-деформованого стану за фактичною формою контакту тертя при збільшенні контактного навантаження та при зміні форми контакту.

Побудовано математичну модель оцінки мінімальної товщини і товщини мастильного шару в мікро-ЕГД зоні точкового контакту для підшипникових вузлів тертя з урахуванням зміни форми контакту та типу мастильного матеріалу, в результаті чого, визначені оптимальні математичні описання відповідних товщин у вигляді емпіричних рівнянь. На її основі, розроблена номограма підбору оптимального мастильного матеріалу за класом в'язкості (динамічної в'язкості) до конкретного підшипнику кочення з відповідною формою контакту і з можливістю зворотного вибору кулькового підшипнику з оптимальною формою контакту за класом в'язкості мастильного матеріалу.

Побудовано математичну модель оцінки товщини мастильного шару в зоні фрикційного контакту між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру ДВЗ з урахуванням зміни ходу поршня та типу мастильного матеріалу, в результаті чого, визначені оптимальні математичні описання відповідної товщини у вигляді емпіричного рівняння для вузлів ДВЗ. Проведена оцінка інтенсивності зношування пар тертя в зоні контакту між верхнім компресійним кільцем і гільзою циліндру ДВЗ при зміні ходу поршня та типу мастильного матеріалу.

За результатами кваліфікаційних досліджень, розроблені і впроваджені у виробництво нові модифіковані оливи за позитивними результатами довготривалих стендових та експлуатаційних випробувань.

Ключові слова: еластогідродинамічний (ЕГД) режим мащення, мікро-ЕГД контакт тертя, поверхнево-активна речовина (ПАР), хімічно-активна речовина (ХАР), суміш фулереноподібних структур (СФС), сульфідна група EP (Extreme Pressure), присадка дитіофосфату цинку (ДФЦ), сульфідна група (СФ), самогенеруюча органічна плівка (СОП), хімічно-модифікований граничний шар (ХМГШ), циліндро-поршнева група (ЦПГ) двигуна внутрішнього згорання (ДВЗ), шатунно-поршнева група (ШПГ) ДВЗ, верхня мертва точка (в.м.т.), нижня мертва точка (н.м.т.), електронно-обчислювальна машина (ЕОМ).

Основні результати дисертаційних досліджень опубліковані у 50 наукових працях.

**У фахових виданнях, що внесені
до наукометричної бази SCOPUS:**

1. Consideration of service life extension of lubricants / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Fedyna V.P., Milanenko A.A., Savchuk A.N. // Metallurgical and Mining Industry. - Volume 12. - 2015. - Pages 182-188 (Q3; <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959454508&partnerID=MN8TOARS>).
2. Evaluation technique of oils tribotechnical characteristics on the basis of their rheological and antifriction properties determination under the conditions of

- rolling motion and rolling with slipping / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Savchuk A.M., Turytsia Yu.O., Milanenko O.A. // Metallurgical and Mining Industry. - Volume 12. - 2015. - Pages 230-234 (Q3; <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959542016&partnerID=MN8TOARS>).
3. Method of determination of transmission oils reasonable useful life / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Savchuk A.M., Milanenko O.A., Turytsia Yu.O. // Metallurgical and Mining Industry. - Volume 12. - 2015. - Pages 266-271(Q3;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959541789&partnerID=MN8TOARS>).
 4. Method of determining the lubricating and antifriction characteristics of oils based on estimating their rheological characteristics under nonstationary conditions of lubrication / Dmitrichenko N.F., Savchuk A.M., Milanenko A.A., Turytsia Yu.O. // Journal of Friction and Wear. - Volume 37(2). - 2016. - Pages 146-150 (Q2; <https://doi.org/10.3103/s1068366616020045>;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84971611915&partnerID=MN8TOARS>).
 5. Improving the efficiency of lubricants by introducing friction modifiers for tracked vehicles under stationary conditions of friction / Dmitrichenko N.F., Milanenko A.A., Savchuk A.N., Bilyakovich O.N., Turitsa Y.A., Pavlovskiy M.V., Artemuk S.I. // Journal of Friction and Wear. - Volume 37(5). - 2016. - Pages 441-447 (Q2; <https://doi.org/10.3103/s1068366616050044>;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84992143374&partnerID=MN8TOARS>).
 6. A Technique for Forecasting the Durability of Rolling Bearings and the Optimum Choice of Lubricants under Flood-Lubrication and Oil-Starvation Conditions / Dmitrichenko N.F., Milanenko A.A., Hluchonets A.A., Minyaylo K.N. // Journal of Friction and Wear. - Volume 38(2). - 2017. - Pages 126-131 (Q2; <https://doi.org/10.3103/s1068366617020076>;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85019659263&partnerID=MN8TOARS>).
 7. The Effect of Rheological Parameters on the Tribotechnical Characteristics of Modified I-40A Oil / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Savchuk A.N.,

Milanenko A.A., Turitsya Y.A. // Journal of Friction and Wear. - Volume 39(2). - 2018. - Pages 164-168 (Q3; <https://doi.org/10.3103/s1068366618020034>; <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85046627089&partnerID=MN8TOARS>).

У іноземних спеціалізованих виданнях:

8. Методика підвищення надійності трибосполучень при використанні наномодифікаторів в умовах тривалої експлуатації олив / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Міланенко О.А., Туриця Ю.О., Куш О.І. // Systems and means of motor transport. Selected problems. Monografia. – Politechnika Rzeszowska. - Nr 5 (Seria: Transport). – 2014. – P. 239-246 (ISBN: 978-83-7199-950-X).
9. Моніторинг стану поверхневих шарів трибосполучень в умовах тривалої експлуатації олив / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Міланенко О.А., Туриця Ю.О., Глухонець А.О. // Systems and means of motor transport. Selected problems. Monografia. – Politechnika Rzeszowska. - Nr 6 (Seria: Transport). – 2015. – P. 227-232 (ISBN: 978-83-7934-007-1).
10. Вплив активної поверхні металу на полімеризацію вуглеводневих компонентів оливи та фулерену C₆₀ / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О., Міланенко О.А. // Systems and means of motor transport. Selected problems. Monografia. - Politechnika Rzeszowska. - №14 (Seria: Transport). – 2018. - P.47-52 (ISBN: 978-83-7934-230-3).

За монографіями:

11. Мастильна дія олив в умовах еластогідродинамічного мащення / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А. // Монографія. – К.: Укравтодор, 2009. - 184с (ISBN: 978-966-2945-11-9).
12. Триботехнічні характеристики мастильних матеріалів в умовах експлуатації машин і механізмів / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Міланенко О.А.,

Савчук А.М., Туриця Ю.О. // Монографія. – К.: НТУ, 2016. - 121с (ISBN: 978-966-632-259-6).

13. Підвищення надійності транспортних засобів шляхом застосування модифікаторів тертя / Дмитриченко М.Ф, Міланенко О.А., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О. // Монографія. – К.: НТУ, 2017. - 104с (ISBN: 978-966-632-281-7).

У фахових спеціалізованих виданнях:

14. Підвищення довговічності трибоспряжень з урахуванням впливу на контактні поверхні сучасних наномодифікаторів / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Савчук А.М., Білякович О.М., Лізанець В.І. // Вісник Національного транспортного університету. - К.: НТУ. - Випуск 26 (Ч.2). – 2012. – С. 17 – 22 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/26_2_2013/017-022.pdf).
15. Дослідження антифрикційних властивостей трансмісійної оливи в умовах динамічних навантажень / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О., Куш О.І. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. – Випуск 29. - 2014. – С. 106-111 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/29_1_tech_2014/106-111.pdf).
16. Реологічні складові товщини ЕГД мастильного шару / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О., Лізанець В.І. // Управління проектами, системний аналіз і логістика. Науковий журнал. - К.: НТУ. - Випуск №13. – 2014. – С. 51-58 (http://publications.ntu.edu.ua/upravl_progect/2014_13_tech/049.pdf).
17. Вплив навантаження на антифрикційні та реологічні властивості оливо у контакті / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О., Куш О.І., Міланенко О.А. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. – Випуск 30. - 2014. – С. 103-110 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/30_1_tech_2014/103-110.pdf).

18. Кінетика зміни товщини змащувального шару при напрацюванні / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Міланенко О.А., Туриця Ю.О., Куш О.І. // Проблеми трибології. Міжнародний науковий журнал. - Випуск №2. – 2015. – С. 90-94 (<https://tribology.khnu.km.ua/index.php/ProbTrib/article/view/435>).
19. Вплив контактного навантаження на мікротвердість приповерхневих шарів досліджуваних матеріалів / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Міланенко О.А., Куш О.І., Туриця Ю.О. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. – Випуск 2 (32). - 2015. – С. 116-123 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/32_2_econ_2015/116-123.pdf).
20. Методика оцінки зносостійкості трибосполучень в залежності від тривалості експлуатації олив / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Міланенко О.А., Туриця Ю.О., Куш О.І. // Вісник національного університету «Львівська політехніка». Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні, Львів. - № 822. – 2015. – С. 1 – 6 (<https://science.lpnu.ua/uk/sppo/vsi-vypusky/volume-822-2015/metodyka-ocinky-znosostiykosti-trybospoluchen-v-zalezhnosti-vid>).
21. Дослідження ефективності мащення та закономірностей формування гідродинамічної складової товщини мастильного шару в контакті / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Міланенко О.А., Савчук А.М., Туриця Ю.О., Руденко О.В. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. – Випуск 1 (34). - 2016. – С. 165-170 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/34_2016/165-170.pdf).
22. Оцінка ефективності мащення олив при дослідженні коефіцієнту тертя за умов частих пусків та зупинок / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О., Міланенко О.А. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. – Випуск 2 (35). - 2016. – С. 58-62 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/35_2016/058-062.pdf).

23. Реологічні особливості моторних олив в період прогрівання двигуна / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Білякович О.М., Туриця Ю.О., Савчук А.М. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. - Випуск №1 (43). – 2019. – С. 55-65 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2019-1-43-055-065>).
24. Вплив температури навколишнього середовища на властивості моторних олив / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. - Випуск №1 (46). - 2020. – С. 102-112 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2020-1-46-102-112>; <http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/46/102.pdf>).
25. Influence of filter elements on the operation of tribomechanical systems / Dmitrichenko M.F., Savchuk A.N., Turitsa A.A., Milanenko A.A. // Problems of Tribology. – Vol. 26. - №3(101). - 2021. – P. 56-62 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2021-101-3-56-62>).
26. Influence of temperature on the dynamics of formation of granic sleeps and connected elevation dynamics in sliding conditions / Dmitrichenko M.F., Savchuk A.N., Turitsa A.A., Milanenko A.A., Kosenko M. // Problems of Tribology. – Vol. 27. - №3(105). - 2022. – P. 76-81 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2022-105-3-76-81>).
27. Особливості випробування моторних олив класу LowSaps для потужних дизельних двигунів EURO 6 / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Савчук А.М., Глухонець А.О., Туриця Ю.О., Куш О.І., Косенко М.І. // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ. - Випуск № 3 (53). - 2022. – С. 138-145 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2022-3-53-138-145>).
28. Influence of microgeometry in the point contact zone of rest friction on fatigue life for friction bearing units / Milanenko A. // Problems of Tribology. – Vol. 28. - №1(107). - 2023. – P. 6-12 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2023-107-1-6-12>).

29. Influence of lubricant material in the point contact zone of rolling friction on fatigue life for friction bearing units / Milanenko A., Savchuk A., Turitsa Y. // Problems of Tribology. – Vol. 28. - №2(108). - 2023. – P. 15-19 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2023-108-2-15-19>).

За матеріалами та тезами конференцій:

30. Effect of Load on the Wear Mechanism Became / Dmitrichenko N., Bilyakovich O., Savchuk A., Turytsia Yu., Milanenko O. // International Scientific Conference: «Cluster-Casting-Future», (Жешув-Свильча, Польща, 09-12.09.2014). – Rzeszow: KOM-CAST, 2014 – P. 153-158 ([International Scientific Conference "Cluster - Casting - Future" \(gbv.de\)](#)).
31. Підвищення триботехнічних характеристик мастильних матеріалів за рахунок забезпечення контролю оптимального підбору й концентрації сучасних модифікаторів тертя для вітчизняних гусеничних машин / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Савчук А.М., Туриця Ю.О. // LXXII наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та структурних підрозділів університету. – К.: НТУ. - 2016. - С. 5-6 ([72-a_2016 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
32. Визначення впливу трибологічних процесів на міцнісні характеристики приповерхневих шарів контактних поверхонь / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Туриця Ю.О. // LXXII наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та структурних підрозділів університету. – К.: НТУ. - 2016. - С. 7 ([72-a_2016 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
33. До питання розробки технології збільшення ресурсу універсальної моторно-трансмісійної оливи / Дмитриченко М.Ф., Білякович О.М., Міланенко О.А., Кунинець А.С. // LXXIII наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та структурних підрозділів університету. – К.: НТУ. - 2017. - С. 7 ([73-я_2017 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
34. Вплив режиму мащення на триботехнічні характеристики пари сталь-бронза / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., Міняйло К.В., Фещенко І.В. // LXXIV

- наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету. – К.: НТУ. – 2018. - С. 5 ([74-a_2018 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
35. Формування товщини мастильного шару універсальними моторно-трансмісійними оливами / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., студент Фещенко І.В. // LXXV наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету. – К.: НТУ. – 2019. - С. 6 ([75-a_2019 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
36. Вплив терміну експлуатації олив на ефективність мащення в контакті. / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., студент Петрекуци В.О. // LXXVI наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету. – К.: НТУ. – 2020. – С. 6 ([76-a_2020 рік тези.pdf - Google Диск](#)).
37. Формування товщини мастильного шару в стаціонарних умовах / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., студенти Целік М.С., Макаренко З.Р. // LXXVII наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету. – К.: НТУ. – 2021. – С. 5-6 ([77-a_2021 рік тези конференції.pdf - Google Диск](#)).
38. Особливості випробування моторних олив класу LowSaps для потужних дизельних двигунів EURO 6 / Міланенко О.А., аспірант Глухонець А.О., студент Каракоша Б.О. // LXXVII наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету. - К.: НТУ. – 2021. - С. 13-14 ([77-a_2021 рік тези конференції.pdf - Google Диск](#)).
39. Оптимізація режиму мащення моторних олив для дизелів прямого впорскування / Міланенко О.А., Бобро А.М. (Certificate of 12 hours; 0,4 ECTS credits) // Міжнародна конференція: «Покращення конструктивних та

- експлуатаційних показників автомобілів і машин», (Київ, 16-17.11.2022). – С. 131-135 ([ЗБІРНИК ТЕЗ конференції 16-17 листопада стор. 99-101.pdf \(chdtu.edu.ua\)](#)).
40. Механізм зношування контактних поверхонь / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., студенти Лавриненко С.О., Бенчук В.О. // LXXIX наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету. - К.: НТУ. – 2023. - С. 7-8 ([79-а конференція НТУ 2023 збірник тез доповідей.pdf - Google Диск](#)).
41. Комплексна методика оцінки впливу мікрогеометрії та мастильного матеріалу в зоні точкового контакту на втомну довговічність в умовах тертя спокою та кочення для підшипникових вузлів тертя / Дмитриченко М.Ф., Міланенко О.А., аспірант Бобро А.М., студенти Пилипчук І.В., Медвідь О.О. // LXXIX наукова конференція професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету. - К.: НТУ. – 2023. - С. 8 ([79-а конференція НТУ 2023 збірник тез доповідей.pdf - Google Диск](#)).
42. Контактно-механічна модель напружено-деформованого стану в локальній зоні ЕГД точкового контакту тертя / Міланенко О.А., Бобро А.М. (Certificate of 6 hours; 0,2 ECTS credits) // Всеукраїнська наукова конференція здобувачів освіти і молодих учених «ВІДБУДОВА ТРАНСПОРТНОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ УКРАЇНИ». – С. 69 (21 червня 2023р., Київ, [2023_Збірник тез доповідей конференції молодих вчених.pdf - Google Диск](#)).
43. The Conceptual Model for Increasing Wear Resistance and Lubrication Efficiency for Non-conformal and Conformal Friction Units from the Standpoint of Micro-EHD Theory / Dmitrichenko M., Milanenko O., Savchuk A., Turytsia Y., Pavlovskiy M., Kushch O., Bobro A. // Міжнародна конференція: TRANSBALTICA XIV: Transportation Science and Technology Proceedings of the 14th International Conference TRANSBALTICA, (Вересень 14-15, 2023, Вільнюс, Литва, https://doi.org/10.1007/978-3-031-52652-7_16).

44. Modeling of the assessment of the stress-strain state when the microgeometry of the actual area of the local contact zone changes under the conditions of EHL friction / Reznik N., Milanenko O., Bohdanov I. // Міжнародна конференція: The 4th International Conference on Business and Technology (ICBT'2023), (Листопад 1-2, 2023, Стамбул, Туреччина, <https://drive.google.com/file/d/1bVzbRUpeFIPYC94obr0bZy0shxqWNler/view?usp=sharing>).

За патентами та свідоцтвами:

45. Патент 71001, Україна, 7С10М159/16, 159/24, 163/00. Моторно-трансмісійна олива / Міланенко О.А., Рудик Е.Г. та інші; заявл. 12.11.2001; опубл. 15.11.2004, Бюл. № 11. – 6с.
46. Свідоцтво 108697. Методика оцінки ефективності мастильної дії модифікованих моторних олив в умовах примусового збільшення температури на пусковому етапі роботи двигунів внутрішнього згорання / Дмитриченко М.Ф, Савчук А.М., Міланенко О.А., Туриця Ю.О.; заявник та власник Національний транспортний університет. – № с202106840, заяв. 27.09.2021; зареєстровано 19.10.2021. – 2с.
47. Свідоцтво 115969. Вплив температури навколишнього середовища на властивості моторних олив / Дмитриченко М.Ф, Міланенко О.А., Білякович О.М., Савчук А.М., Туриця Ю.О., Косенко М.І.; заявник та власник Національний транспортний університет. – № с202204040, заяв. 08.09.2022; зареєстровано 19.01.2023. – 2с.
48. Свідоцтво 117431. Методика розрахунку реологічних і триботехнічних характеристик мастильних матеріалів з урахуванням зміни максимального тиску й температури в зоні точкового контакту для підшипникових вузлів тертя / Дмитриченко М.Ф, Міланенко О.А., Туриця Ю.О, Савчук А.М., Светазаров О.М.; заявник та власник Національний транспортний університет. – № заяв.: с202300915; зареєстровано 22.03.2023.
49. Свідоцтво 117432. Методика розрахунку максимальних контактних напружень, деформацій, величини й ортогональне положення в

підповерхневій зоні максимального дотичного напруження з урахуванням впливу мікрогеометрії в зоні точкового контакту для підшипникових вузлів тертя / Дмитриченко М.Ф, Міланенко О.А., Туриця Ю.О, Савчук А.М., Светазаров О.М.; заявник та власник Національний транспортний університет. – № заяв.: с202300917; зареєстровано 22.03.2023.

50.Свідоцтво 117433. Методика розрахунку основних триботехнічних характеристик в зоні лінійного контакту тертя між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру двигуна внутрішнього згоряння / Дмитриченко М.Ф, Міланенко О.А., Туриця Ю.О, Савчук А.М., Светазаров О.М.; заявник та власник Національний транспортний університет. – № заяв.: с202300919; зареєстровано 22.03.2023.

ABSTRACT

O.A. Milanenko. Scientific and applied principles of increasing the efficiency of lubrication and wear resistance of friction units under extreme operating conditions.

The thesis for the degree of Doctor of Technical Sciences in the specialty 05.02.04 "Friction and wear in machines" (13 - Mechanical Engineering) - National Transport University, Kyiv, 2024.

The thesis solves the scientific and technical problem of implementing sustainable lubrication in mixed friction conditions and creating modified layers with optimal lubricity and structural adaptability to extreme operating conditions in the friction contact zone of non-conformal and conformal friction units, aimed at improving the lubrication efficiency and wear resistance of friction pairs in terms of contact-mechanical, rheological and physicochemical aspects.

The concept of a methodology for increasing wear resistance and lubrication efficiency for assemblies from the standpoint of a mixed friction mode is proposed. The necessary conditions for the rupture of the micro-EGD of the lubricating layer have been established, which is achieved by a set of measures to improve tribotechnical performance according to the following criteria: realization of stable lubrication according to the criterion of lubrication mode, selection of the optimal microgeometry of the contact shape according to the actual microgeometry of the contact shape according to the microgeometry criterion; increase in the share of hydrodynamic pressure of lubricating layers relative to the contact pressure on the protrusions of micro-irregularities according to the pressure criterion; taking into account rheological parameters regarding changes in the piezoelectric viscosity coefficient with increasing pressure according to the rheological criterion; assessment of the appearance of a plastic-strain state according to the plasticity criterion; modification and correction of the qualitative and quantitative chemical composition of components in the lubricating medium by increasing the average local temperature of friction surfaces according to the temperature criterion

A two-stage methodology for improving the lubrication efficiency and wear resistance of friction pairs for bearing units and parts of internal combustion engines has been developed to establish the optimal qualitative and quantitative chemical composition of lubricating media (mixtures and modified oils) with the studied reactive components.

The necessary conditions for the realization of stable micro-EGD lubrication in bearing friction units in the micro-EGD contact zone for most motor, transmission and universal oils were determined.

To ensure the realization of stable lubrication in mixed friction conditions of bearing units and internal combustion engine units operating under unsteady friction conditions at low temperature start-up, the modification technology was determined with respect to the identified modified mixtures and oils with optimal qualitative and quantitative composition of chemical components that provide structural adaptability to extreme operating conditions.

The correlation between the temperature in the local contact zone and the volumetric temperature of the modified oil with an increase in the maximum contact stress was established.

A mathematical model of the stress-strain state was constructed based on the actual microgeometry of the friction contact shape with increasing contact load and changing the microgeometry of the contact shape.

A mathematical model for estimating the minimum thickness and thickness of the lubricating layer in the micro-EGD point contact zone for friction bearing assemblies was developed, considering changes in the microgeometry of the contact shape and the type of lubricant, because of which the optimal mathematical descriptions of the corresponding thicknesses in the form of empirical equations were determined. On its basis, a nomogram for selecting the optimal lubricant by viscosity class (dynamic viscosity) for a particular rolling bearing with the appropriate microgeometry and with the possibility of reverse selection of a ball bearing with the optimal microgeometry by lubricant viscosity class was constructed.

A mathematical model for estimating the thickness of the lubricating layer in the local contact zone between the upper compression ring and the cylinder liner of an internal combustion engine was constructed, considering changes in the piston stroke and the type of lubricant, because of which the optimal mathematical descriptions of the corresponding thickness were determined in the form of an empirical equation for internal combustion engine components. The intensity of wear of friction pairs in the contact zone between the upper compression ring and the cylinder liner of an internal combustion engine was estimated when the piston stroke and type of lubricant change.

Based on the results of qualification studies, modified oils were developed and introduced into production based on the positive results of long-term bench and operational tests.

Key words: elastohydrodynamic (EHD) lubrication regime, micro-EHD friction contact, surface active agent (SA), chemical active agent (CA), mixture of fullerene-like structures (FFS), EP (Extreme Pressure) sulfide group, zinc dithiophosphate (ZDP) additive, sulfide group (SF), self-generating organic film (SGF), chemically modified boundary layer (CMBS), cylinder-piston group (CPG) of an internal combustion engine (ICE), connecting rod and piston group (CRPG) of an ICE, upper dead center (UDC), lower dead center (UDC), electronic computer (ECM).

The main results of his dissertation research have been published in 50 scientific papers.

**In professional journals included in the
to the scient metric database SCOPUS:**

1. Consideration of service life extension of lubricants / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Fedyna V.P., Milanenko A.A., Savchuk A.N. // Metallurgical and Mining Industry. - Volume 12. - 2015. - Pages 182-188 (Q3; <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959454508&partnerID=MN8TOARS>).
2. Evaluation technique of oils tribotechnical characteristics on the basis of their rheological and antifriction properties determination under the conditions of rolling motion and rolling with slipping / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Savchuk

- A.M., Turytsia Yu.O., Milanenko O.A. // Metallurgical and Mining Industry. - Volume 12. - 2015. - Pages 230-234 (Q3; <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959542016&partnerID=MN8TOARS>).
3. Method of determination of transmission oils reasonable useful life / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Savchuk A.M., Milanenko O.A., Turytsia Yu.O. // Metallurgical and Mining Industry. - Volume 12. - 2015. - Pages 266-271(Q3;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959541789&partnerID=MN8TOARS>).
 4. Method of determining the lubricating and antifriction characteristics of oils based on estimating their rheological characteristics under nonstationary conditions of lubrication / Dmitrichenko N.F., Savchuk A.M., Milanenko A.A., Turytsia Yu.O. // Journal of Friction and Wear. - Volume 37(2). - 2016. - Pages 146-150 (Q2; <https://doi.org/10.3103/s1068366616020045>;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84971611915&partnerID=MN8TOARS>).
 5. Improving the efficiency of lubricants by introducing friction modifiers for tracked vehicles under stationary conditions of friction / Dmitrichenko N.F., Milanenko A.A., Savchuk A.N., Bilyakovich O.N., Turitsa Y.A., Pavlovskiy M.V., Artemuk S.I. // Journal of Friction and Wear. - Volume 37(5). - 2016. - Pages 441-447 (Q2; <https://doi.org/10.3103/s1068366616050044>;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84992143374&partnerID=MN8TOARS>).
 6. A Technique for Forecasting the Durability of Rolling Bearings and the Optimum Choice of Lubricants under Flood-Lubrication and Oil-Starvation Conditions / Dmitrichenko N.F., Milanenko A.A., Hluchonets A.A., Minyaylo K.N. // Journal of Friction and Wear. - Volume 38(2). - 2017. - Pages 126-131 (Q2; <https://doi.org/10.3103/s1068366617020076>;<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85019659263&partnerID=MN8TOARS>).
 7. The Effect of Rheological Parameters on the Tribotechnical Characteristics of Modified I-40A Oil / Dmitrichenko N.F., Bilyakovich O.N., Savchuk A.N., Milanenko A.A., Turitsya Y.A. // Journal of Friction and Wear. - Volume 39(2). -

2018. - Pages 164-168 (Q3; <https://doi.org/10.3103/s1068366618020034>; <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85046627089&partnerID=MN8TOARS>).

In foreign specialized publications:

8. Methods of increasing the reliability of tribo-joints when using nanomodifiers under conditions of long-term operation of oils / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Milanenko AA, Turitsa YO, Kushch OI // Systems and means of motor transport. Selected problems. Monograph. - Politechnika Rzeszowska. - Nr 5 (Seria: Transport). - 2014. - P. 239-246 (ISBN: 978-83-7199-950-X).
9. Monitoring of the state of surface layers of tribo-joints under conditions of long-term operation of oils / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Milanenko AA, Turitsa YO, Gluhonets AO // Systems and means of motor transport. Selected problems. Monograph. - Politechnika Rzeszowska. - Nr 6 (Seria: Transport). - 2015. - P. 227-232 (ISBN: 978-83-7934-007-1).
10. Influence of the active metal surface on the polymerisation of hydrocarbon components of oil and fullerene C₆₀ / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Turitsa YO, Milanenko AA // Systems and means of motor transport. Selected problems. Monografia. - Politechnika Rzeszowska. - No. 14 (Series: Transport). - 2018. - P.47-52 (ISBN: 978-83-7934-230-3).

By monographs:

11. Lubricating action of oils in conditions of elastohydrodynamic lubrication / Dmytrychenko MF, Milanenko AA // Monograph - K.: Ukravtodor, 2009. – 184p (ISBN 978-966-2945-11-9).
12. Tribotechnical characteristics of lubricants in the operation of machines and mechanisms / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Milanenko AA, Savchuk AM, Turitsa YA // Monograph. – 121p (ISBN 978-966-632-259-6).

13. Increasing the reliability of vehicles by applying friction modifiers / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Turitsa YO // Monograph. - K.: NTU, 2017. – 104p (ISBN 978-966-632-281-7).

In professional specialized publications:

14. Increasing the durability of tribo-conjugations taking into account the effect of modern nanomodifiers on the contact surfaces / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Savchuk AM, Bilyakovych OM, Lizanets VI // Bulletin of National Transport University. - K.: NTU. - Issue 26 (Part 2). - 2012. - P. 17 – 22 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/26_2_2013/017-022.pdf).
15. Research of antifriction properties of gear oil under dynamic loads / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Turitsa YO, Kushch OI // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection - K.: NTU - Issue 29. - 2014. - P. 106-111 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/29_1_tech_2014/106-111.pdf).
16. Rheological components of the thickness of the EHD lubricating layer / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Turitsa YO, Lizanets VI // Project management, system analysis and logistics. Scientific journal. - K.: NTU. - Issue №13. - 2014. - P. 51-58 (http://publications.ntu.edu.ua/upravl_projekt/2014_13_tech/049.pdf).
17. Influence of load on the antifriction and rheological properties of oils in contact / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Turitsa YO, Kushch OI, Milanenko AA // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection - K.: NTU - Issue 30. - 2014. - P. 103-110 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/30_1_tech_2014/103-110.pdf).
18. Kinetics of change in the thickness of the lubricating layer during operation / Dmytrychenko M.F., Bilyakovych O.M., Savchuk A.M., Milanenko O.A., Turitsa Y.O., Kushch O.I. // Problems of Tribology. International scientific journal. - №2. - 2015. - P. 90-94 (<https://tribology.khnu.km.ua/index.php/ProbTrib/article/view/435>)

19. Influence of contact load on the microhardness of the surface layers of the studied materials / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Milanenko AA, Kushch OI, Turitsa YO // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection - K.: NTU - Issue 2 (32). - 2015. - P. 116-123 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/32_2_econ_2015/116-123.pdf).
20. Methods for assessing the wear resistance of tribo-joints depending on the duration of oil operation / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Milanenko AA, Turitsa YO, Kushch OI // Bulletin of Lviv Polytechnic National University. Optimization of production processes and technical control in mechanical engineering and instrumentation, Lviv. - № 822. - 2015. - P. 1 - 6 (<https://science.lpnu.ua/uk/sppo/vsi-vypusky/volume-822-2015/metodyka-ocinky-znososti-ykosti-trybospoluchen-v-zalezhnosti-vid>).
21. Research of lubrication efficiency and patterns of formation of the hydrodynamic component of the lubricating layer thickness in contact / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Milanenko AA, Savchuk AM, Turitsa YO, Rudenko AV // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection - K.: NTU - Issue 1 (34). - 2016. - P. 165-170 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/34_2016/165-170.pdf).
22. Evaluation of the efficiency of oil lubrication in the study of the coefficient of friction under conditions of frequent starts and stops / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Turitsa YO, Milanenko AA // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection - K.: NTU - Issue 2 (35). - 2016. - P. 58-62 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/35_2016/058-062.pdf).
23. Rheological features of engine oils during engine warm-up / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Bilyakovych OM, Turitsa YO, Savchuk AM // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection - K.: NTU. - Issue №1 (43). - 2019. - P. 55-65 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2019-1-43-055-065>).
24. Influence of ambient temperature on the properties of motor oils / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Bilyakovych OM, Savchuk AM, Turitsa YO // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection - K.: NTU. -

- Issue №1 (46). - 2020. - P. 102-112 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2020-1-46-102-112>; <http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/46/102.pdf>).
25. Influence of filtering elements on the operation of tribomechanical systems / Dmytrychenko MF, Savchuk AM, Turitsa YO, Milanenko AA // Problems of Tribology. – Vol. 26. -№3(101). - 2021. - P.56-62 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2021-101-3-56-62>).
26. Influence of temperature on the dynamics of boundary film formation and wear of contact surfaces in sliding conditions / Dmytrychenko M., Savchuk A., Turitsa Y., Milanenko A., Kosenko M. // Problems of Tribology. - Vol 27. - №3(105). - 2022. - P.76-81 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2022-105-3-76-81>).
27. Features of testing of LowSaps class motor oils for powerful diesel engines EURO 6 / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Savchuk AM, Glukhonets AO, Turitsa YO, Kushch OI, Kosenko MI // Bulletin of National Transport University. Scientific and technical collection. - K.: NTU. – Issue 3 (53). - 2022. - P. 138-145 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2022-3-53-138-145>).
28. Influence of microgeometry in the point contact zone on fatigue life under resting friction conditions for friction bearing assemblies / Milanenko OA // Problems of Tribology. - Vol. 28. - №1(107). - 2023. – P. 6-12 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2023-107-1-6-12>).
29. Influence of lubricant in the point contact zone on fatigue life under rolling friction conditions for friction bearing units / Dmytrychenko MF, Milanenko OA, Savchuk AM, Turitsa YO // Problems of Tribology. – Vol. 28. - №2(108). - 2023. – P. 15-19 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2023-108-2-15-19>).

By materials and conference abstracts:

30. Effect of Load on the Wear Mechanism Became / Dmitrichenko N., Bilyakovich O., Savchuk A., Turytsia Yu., Milanenko O. // International Scientific Conference: «Cluster-Casting-Future», (Rzeszow-Swilecza, Poland, 09-12.09.2014). – Rzeszow: KOM-CAST, 2014 – P. 153-158 ([International Scientific Conference "Cluster - Casting - Future" \(gbv.de\)](https://www.gbv.de)).

31. Improving the tribotechnical characteristics of lubricants by ensuring control of the optimal selection and concentration of modern friction modifiers for domestic tracked vehicles / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Savchuk AM, Turitsa YO // LXII scientific conference of the teaching staff, graduate students, students and structural subdivisions of the university - K.: NTU. - 2016. - P. 5-6 ([72-a_2016 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
32. Determination of the influence of tribological processes on the strength characteristics of the surface layers of contact surfaces / Dmytrychenko MF, Milanenko OA, Turitsa YO // LXII scientific conference of the teaching staff, graduate students, students and structural subdivisions of the university - K.: NTU. - 2016. - P. 7 ([72-a_2016 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
33. On the development of technology for increasing the resource of universal motor-transmission oil / Dmytrychenko MF, Bilyakovych OM, Milanenko AA, Kunynets AS // LXIII scientific conference of the teaching staff, graduate students, students and structural subdivisions of the university - K.: NTU. - 2017. - P. 7 ([73-я_2017 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
34. Influence of the lubrication regime on the tribotechnical characteristics of the steel-bronze pair / Dmytrychenko MF, Milanenko AA, Minyaylo KV, Feshchenko IV // LXXIV scientific conference of the teaching staff, graduate students, students and employees of separate structural subdivisions of the university. - P. 5 ([74-a_2018 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
35. Formation of the thickness of the lubricating layer by universal motor-transmission oils / Dmytrychenko MF, Milanenko OA, student Feshchenko IV // LXXV scientific conference of the teaching staff, graduate students, students and employees of separate structural subdivisions of the university - K.: NTU - 2019. - P. 6 ([75-a_2019 рік тези доповідей.pdf - Google Диск](#)).
36. Influence of oil service life on the efficiency of lubrication in contact. / Dmytrychenko MF, Milanenko OA, student Petrekutsi VO // LXXVI scientific conference of teaching staff, graduate students, students and employees of separate

- structural subdivisions of the university. - К.: NTU. - 2020. - P. 6 ([76-а 2020 рік тези.pdf - Google Диск](#)).
37. Formation of the thickness of the lubricating layer in stationary conditions / Dmytrychenko M.F., Milanenko O.A., students Tselik M.S., Makarenko Z.R. // LXXVII scientific conference of teaching staff, graduate students, students and employees of separate structural subdivisions of the university. - К.: NTU. - 2021. - P. 5-6 ([77-а 2021 рік тези конференції.pdf - Google Диск](#)).
38. Features of testing of LowSaps class motor oils for powerful diesel engines EURO 6 / Milanenko O.A., graduate student Glukhonets A.O., student Karakosha B.O. // LXXVII scientific conference of teaching staff, graduate students, students and employees of separate structural subdivisions of the university. - К.: NTU. - 2021. - P. 13-14 ([77-а 2021 рік тези конференції.pdf - Google Диск](#)).
39. Optimization of the lubrication regime of motor oils for direct injection diesel engines / Milanenko O.A., Bobro A.M. (Certificate of 12 hours; 0.4 ECTS credits) // International conference: "Improving the design and operational performance of cars and machines", (Kyiv, 16-17.11.2022) – P. 131-135 ([ЗБІРНИК ТЕЗ КОНФЕРЕНЦІЇ 16-17 листопада стор. 99-101.pdf \(chdtu.edu.ua\)](#)).
40. Mechanism of wear of contact surfaces / Dmytrychenko M.F., Milanenko O.A., students Lavrynenko S.O., Benchuk V.O. // LXXIX scientific conference of teaching staff, graduate students, students and employees of separate structural subdivisions of the university. - К.: NTU. - 2023. - P. 7-8 ([79-а конференція НТУ 2023 збірник тез доповідей.pdf - Google Диск](#)).
41. Complex methodology for assessing the influence of microgeometry and lubricant in the point contact zone on fatigue life under conditions of resting and rolling friction for friction bearing units / Dmytrychenko M.F., Milanenko O.A., graduate student Bobro A.M., students I.V. Pylypchuk, O.O. Medvid // LXXIX scientific conference of teaching staff, graduate students, students and employees of separate structural subdivisions of the university. - К.: NTU. - 2023. - P. 8 ([79-а конференція НТУ 2023 збірник тез доповідей.pdf - Google Диск](#)).

42. Contact-mechanical model of the stress-strain state in the local zone of the EHD of the friction point contact / Milanenko O.A., Bobro A.M. (Certificate of 6 hours; 0.2 ECTS credits) // All-Ukrainian scientific conference of applicants for education and young scientists "REBUILDING OF TRANSPORT INFRASTRUCTURE OF UKRAINE." - P. 69 (June 21, 2023, Kyiv), [2023_Збірник тез доповідей конференції молодих вчених.pdf - Google Диск](#)).
43. The Conceptual Model for Increasing Wear Resistance and Lubrication Efficiency for Non-conformal and Conformal Friction Units from the Standpoint of Micro-EHD Theory / Dmitrichenko M., Milanenko O., Savchuk A., Turytsia Y., Pavlovskiy M., Kushch O., Bobro A. // International conference: TRANSBALTICA XIV: Transportation Science and Technology Proceedings of the 14th International Conference TRANSBALTICA, (September 14-15, 2023, Vilnius, Lithuania, https://doi.org/10.1007/978-3-031-52652-7_16).
44. Modeling of the assessment of the stress-strain state when the microgeometry of the actual area of the local contact zone changes under the conditions of EHL friction / Reznik N., Milanenko O., Bohdanov I. // International conference: The 4th International Conference on Business and Technology (ICBT'2023), (November 1-2, 2023, Istanbul, Turkey, <https://drive.google.com/file/d/1bVzbRUpeFIPYC94obr0bZy0shxqWNler/view?usp=sharing>).

By patents and certificates:

45. Patent 71001, Ukraine, 7C10M159/16, 159/24, 163/00. Motor-transmission oil / Milanenko O.A., Rudyk E.G. and others; applied for 12.11.2001; published 15.11.2004, Bulletin No. 11. - 6 p.
46. Certificate 108697. Methods for assessing the effectiveness of the lubricating action of modified motor oils under conditions of forced temperature increase at the starting stage of internal combustion engines / Dmytrychenko MF, Savchuk AM, Milanenko AA, Turitsa YA; applicant and owner National Transport University. 27.09.2021; registered 19.10.2021. - 2 p.

47. Certificate 115969. Influence of ambient temperature on the properties of motor oils / Dmytrychenko M.F., Milanenko O.A., Bilyakovych O.M., Savchuk A.M., Turitsa Y.O., Kosenko M.I.; applicant and owner National Transport University. 08.09.2022; registered 19.01.2023. - 2 p.
48. Certificate 117431. Methodology for calculating the main tribotechnical characteristics in the zone of linear friction contact between the upper compression ring and the inner wall of the cylinder liner of an internal combustion engine / Dmytrychenko M.F., Milanenko O.A., Turitsa Y.O., Savchuk A.M., Svetazarov A.M.; applicant and owner National Transport University - application number: c202300915; registered 22.03.2023.
49. Certificate 117432. Methods for calculating the maximum contact stresses, deformations, values and orthogonal position in the subsurface zone of maximum tangential stress, taking into account the influence of microgeometry in the point contact zone for bearing friction units / Dmytrychenko M.F., Milanenko O.A., Turitsa Y.O., Savchuk A.M., Svetazarov O.M.; applicant and owner National Transport University - Application number: c202300917; registered 22.03.2023.
50. Certificate 117433. Methods for calculating the rheological and tribotechnical characteristics of lubricants taking into account changes in the maximum pressure and temperature in the point contact zone for friction bearing units / Dmytrychenko M.F., Milanenko O.A., Turitsa Y.O., Savchuk A.M., Svetazarov O.M.; applicant and owner National Transport University - application number: c202300919; registered 22.03.2023.

ЗМІСТ

| | |
|---|-----|
| ВСТУП..... | 34 |
| РОЗДІЛ 1. СУЧАСНІ УЯВЛЕННЯ ПРО ЕФЕКТИВНІСТЬ МАЩЕННЯ І ЗНОСОСТІЙКІСТЬ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ ЗА КОНТАКТНО- МЕХАНІЧНИМИ, РЕОЛОГІЧНИМИ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНИМИ АСПЕКТАМИ..... | 55 |
| 1.1. Контактно-механічні аспекти підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя..... | 56 |
| 1.2. Механізм протікання мікро-ЕГД режиму мащення та вплив шорсткості контактних поверхонь | 62 |
| 1.3. Реологічні та фізико-хімічні аспекти підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя | 83 |
| 1.4. Проблематика вирішення нестационарної задачі в умовах тертя кочення з проковзуванням та тертя ковзання..... | 91 |
| 1.5. Взаємозв'язок активних хімічних компонентів з термомеханічною стійкістю модифікованих шарів..... | 98 |
| Висновки до розділу 1. Формулювання науково-прикладного напрямку досліджень | 107 |
| РОЗДІЛ 2. ОБҐРУНТУВАННЯ КОНЦЕПЦІЇ МЕТОДОЛОГІЇ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ ЗА КОНТАКТНО-МЕХАНІЧНИМИ, РЕОЛОГІЧНИМИ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНИМИ АСПЕКТАМИ..... | 111 |
| 2.1. Загальна концепція методології підвищення ефективності мащення та зносостійкості підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ..... | 111 |
| 2.2. Стенд оптико-інтерферометричних досліджень фактичної форми контакту і товщини мастильного шару для підшипникових вузлів тертя..... | 115 |
| 2.3. Оцінка форми контакту за контактнo-механічним аспектом..... | 118 |
| 2.3.1. Методика оцінки фактичної форми контакту..... | 118 |

| | |
|---|-----|
| 2.3.2. Методика розрахунку максимальних контактних напружень і деформацій в зоні фрикційного контакту з урахуванням форми контакту..... | 122 |
| 2.3.3. Методика розрахунку максимальних дотичних напружень та положення їх локалізації в підповерхневій зоні контакту з урахуванням форми контакту..... | 125 |
| 2.4. Оцінка мастильних середовищ за реологічним аспектом для підшипникових вузлів тертя..... | 126 |
| 2.4.1. Методика оцінки зміни динамічної в'язкості та стисливості мастильних середовищ від контактного тиску..... | 126 |
| 2.4.2. Методика розрахунку основних триботехнічних і реологічних параметрів мастильних середовищ з урахуванням форми контакту для підшипникових вузлів тертя..... | 131 |
| 2.5. Методика оцінки мастильних середовищ за фізико-хімічним аспектом..... | 134 |
| 2.5.1. Комплекс кваліфікаційних випробувань щодо визначення триботехнічних властивостей мастильних середовищ за різним якісним і кількісним хімічним складом..... | 134 |
| 2.5.2. Методика оцінки протизношувальних та протизадирних властивостей мастильних матеріалів на чотирикульковій машині тертя (ЧКМТ)..... | 139 |
| 2.6. Методичне забезпечення випробувань вузлів ДВЗ в нестационарних умовах тертя..... | 142 |
| 2.6.1. Універсальний автоматизований стенд тертя (УАСТ) для визначення реологічних і триботехнічних характеристик в нестационарних умовах тертя | 142 |
| 2.6.2. Методика оцінки механічних властивостей і параметрів зносу вузлів тертя ДВЗ..... | 153 |
| 2.6.3. Вибір матеріалів для вузлів ДВЗ | 157 |

| | |
|--|------------|
| 2.7. Методика розрахунку основних триботехнічних і реологічних параметрів мастильних середовищ для вузлів ДВЗ..... | 158 |
| 2.7.1. Розрахунок товщини мастильного шару в залежності від ходу поршню ДВЗ та типу мастильного матеріалу..... | 158 |
| 2.7.2. Розрахунок інтенсивності зношування гільзи циліндру в залежності від ходу поршня ДВЗ та типу мастильного матеріалу..... | 163 |
| Висновки до розділу 2..... | 166 |
| РОЗДІЛ 3. КРИТЕРІАЛЬНІ ПІДХОДИ ЩОДО КОМПЛЕКСНОЇ ОЦІНКИ МОДИФІКУВАННЯ ФІЗИКО-ХІМІЧНОГО СКЛАДУ МАСТИЛЬНИХ СЕРЕДОВИЩ ДЛЯ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ, ЩО ПРАЦЮЮТЬ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ..... | 168 |
| 3.1. Критерії модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ..... | 168 |
| 3.2. Обґрунтування трансцендентних параметрів форми контакту в умовах напружено-деформованого стану..... | 175 |
| 3.3. Контактно-механічні аспекти оцінки товщини мастильного шару в локальній зоні контакту..... | 180 |
| 3.4. Фізико-хімічні аспекти взаємозв'язку концентрації активних хімічних компонентів в складі мастильних середовищ та локальних температур в зоні фрикційного контакту..... | 185 |
| Висновки до розділу 3..... | 188 |
| РОЗДІЛ 4. КОНТАКТНО-МЕХАНІЧНІ, РЕОЛОГІЧНІ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНІ АСПЕКТИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ПІДШИПНИКОВИХ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ..... | 190 |
| 4.1. Контактно-механічні аспекти впливу форми контакту на напружено-деформований стан поверхонь тертя..... | 190 |
| 4.2. Реологічні аспекти впливу мастильних середовищ в зоні точкового мікро-ЕГД контакту..... | 196 |

| | |
|--|------------|
| 4.3. Забезпечення реалізації стійкого мікро-ЕГД режиму мащення підшипникових вузлів тертя з позиції необхідних умов розриву мастильних шарів..... | 201 |
| 4.3.1. Обґрунтування умов формування оптимальної товщини мастильного шару в зоні мікро-ЕГД контакту при терті кочення..... | 201 |
| 4.3.2. Вплив швидкості кочення на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу..... | 203 |
| 4.3.3. Вплив кінематики тертя на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу..... | 207 |
| 4.3.4. Вплив контактного навантаження на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу..... | 210 |
| 4.3.5. Вплив форми контакту на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу..... | 213 |
| 4.3.6. Вплив параметру матеріалів металевих поверхонь на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу..... | 217 |
| 4.4. Фізико-хімічні аспекти впливу мастильних середовищ щодо реалізації стійкого режиму мащення в зоні точкового контакту для умов змішаного тертя..... | 221 |
| Висновки до розділу 4..... | 230 |
| РОЗДІЛ 5. КОНТАКТНО-МЕХАНІЧНІ, РЕОЛОГІЧНІ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНІ АСПЕКТИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ ДВЗ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ..... | 232 |
| 5.1. Обґрунтування програми випробувань щодо оцінки впливу контактно-механічних, реологічних та фізико-хімічних аспектів на | |

| | |
|---|-----|
| триботехнічні характеристики мастильних середовищ в нестационарних умовах тертя..... | 232 |
| 5.2. Забезпечення стійкого режиму мащення при застосуванні модифікованих сумішей для неконформних і конформних вузлів ДВЗ... | 236 |
| 5.2.1. Механічні властивості контактних поверхонь при напрацюванні... | 236 |
| 5.2.2. Реологічні властивості модифікованих шарів в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням..... | 242 |
| 5.2.3. Реологічні властивості модифікованих шарів в умовах тертя ковзання..... | 249 |
| 5.3. Підвищення зносостійкості пар тертя для неконформних і конформних вузлів ДВЗ..... | 256 |
| 5.3.1. Вплив механічних властивостей на зносостійкість пар тертя в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням..... | 256 |
| 5.3.2. Вплив механічних властивостей на зносостійкість пар тертя в умовах тертя ковзання..... | 260 |
| 5.4. Забезпечення мастильної здатності модифікованих шарів та зносостійкості пар тертя при застосуванні модифікованих олив..... | 265 |
| 5.4.1. Взаємозв'язок між мастильною здатністю та реологічними властивостями модифікованих шарів..... | 265 |
| 5.4.2. Самоорганізовані та самовідновлювальні процеси тертя при застосуванні органічних наномодифікаторів..... | 273 |
| 5.5. Взаємозв'язок об'ємної температури модифікованих олив та локальних температур в зоні фрикційного контакту в нестационарних умовах тертя..... | 282 |
| 5.5.1. Кореляція між об'ємною температурою модифікованої оливи та локальною температурою в зоні фрикційного контакту при збільшенні контактного навантаження..... | 282 |
| 5.5.2. Визначення термомеханічної стійкості модифікованих олив при напрацюванні..... | 288 |
| Висновки до розділу 5..... | 291 |

| | |
|---|-----|
| РОЗДІЛ 6. МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ФРИКЦІЙНОГО КОНТАКТУ, ТОВЩИНИ МАСТИЛЬНОГО ШАРУ ТА ІНТЕНСИВНОСТІ ЗНОШУВАННЯ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ..... | 294 |
| 6.1. Вибір оптимальної математичної моделі напружено-деформованого стану фрикційного контакту з урахуванням форми контакту..... | 294 |
| 6.2. Моделювання напружено-деформованого стану в зоні фрикційного контакту тертя..... | 302 |
| 6.2.1. Апробація оцінки максимальних контактних напружень та деформацій в зоні фрикційного контакту тертя..... | 302 |
| 6.2.2. Апробація оцінки максимальних дотичних напружень та положення їх локалізації в підповерхневій зоні фрикційного контакту тертя..... | 308 |
| 6.3. Вибір оптимальної математичної моделі і програмної реалізації оцінки товщини мастильного шару та інтенсивності зношування пар тертя..... | 315 |
| 6.4. Моделювання оцінки товщини мастильного шару з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та форми контакту підшипникових вузлів тертя..... | 322 |
| 6.5. Моделювання оцінки товщини мастильного шару та інтенсивності зношування вузлів тертя ДВЗ з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та ходу поршню..... | 335 |
| Висновки до розділу 6..... | 346 |
| РОЗДІЛ 7. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ КОНЦЕПЦІЇ МЕТОДОЛОГІЇ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ..... | 348 |
| 7.1. Авіаційна олива для систем мащення підшипникових вузлів тертя авіаційного газотурбінного двигуна типу ДР-59л для газоперекачувальних агрегатів та турбогенераторів..... | 349 |

| | |
|---|-----|
| 7.2. Моторні оливи для систем мащення газових двигун-генераторів типу ДВГА для когенераційних установок та газових двигунів САТ..... | 357 |
| 7.2.1. Експлуатаційні випробування модифікованої моторної оливи для систем мащення газових двигун-генераторів типу ДВГА для когенераційних установок..... | 358 |
| 7.2.2. Експлуатаційні випробування модифікованих моторних олив для систем мащення на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-630 КГУ та на газовому двигуні САТ 3520В..... | 365 |
| 7.2.3. Фрактографічні, триботехнічні та мікродифракційні дослідження структурної пристосовуваності модифікованих шарів в зоні фрикційного контакту двигун-генератору ДВГ1А-500 при застосуванні модифікованої моторної оливи..... | 368 |
| 7.3. Універсальна моторно-трансмісійна олива для систем мащення двигуна, трансмісії та гідравлічної системи гібридного та гусеничного транспорту..... | 376 |
| 7.3.1. Прискорені стендові випробування модифікованої моторно-трансмісійної оливи на двигуні 1 ЧН 8×11..... | 379 |
| 7.3.2. Довготривалі стендові випробування модифікованої моторно-трансмісійної оливи на двигуні 2ДТХ №10..... | 385 |
| 7.3.3. Експлуатаційні випробування модифікованої моторно-трансмісійної оливи у двигуні 2ДТХ, трансмісії та гідравлічній системі трактору ХТЗ-1410..... | 388 |
| Висновки до розділу 7..... | 391 |
| ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ І ВИСНОВКИ..... | 394 |
| СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ..... | 398 |
| ДОДАТКИ..... | 429 |

ВСТУП

За роки Незалежності України, досі відсутній галузевий технічний регламент щодо вимог та обігу мастильних матеріалів в нашій країні. В країнах Європи та Сполучених Штатах Америки, такий документ є основним щодо регулювання вимог до мастильних матеріалів, які вводяться в обіг та надаються на ринку всередині країни, з метою забезпечення енергоефективності, національної безпеки, захисту життя та здоров'я людини, тварин, рослин, охорони довкілля та природних ресурсів, збереження і захисту майна та запобігання підприємницькій практиці, що вводить споживача в оману.

Вимоги до мастильних матеріалів (моторних, трансмісійних, універсальних олів), які застосовуються у транспортних засобах, досі регулюються, або за радянськими стандартами, або за внутрішніми технічними умовами ТУ заводу-виробника. Але, головна технічна проблема складається в тому, що діючі методики оцінки в рамках кваліфікаційних випробувань, використовуються на 90% за радянськими стандартами, які вже давно не відповідають сучасним вимогам до мастильних матеріалів.

Тільки нещодавно була створена Робоча група, до якої входить автор дисертації, з розроблення проекту Технічного регламенту щодо вимог до олів для транспортних засобів (Наказ Міністерства енергетики України № 331 від 29.09.2022р. відповідно до підпункту 3 пункту 6 Положення про Міністерство енергетики України, затвердженого постановою Кабінету Міністрів України від 17.06.2020 року за №507).

Перший проект розроблявся з урахуванням вимог Регламенту CLP (ЄС) № 1272/2008 Європейського парламенту і Ради від 16 грудня 2008 року щодо класифікації, маркування та пакування хімічних речовин і сумішей, Директиви Європейського Парламенту та Ради 2008/98/ЄС від 19 листопада 2008 року про відходи (рамкова Директива про відходи). Але, що стосується вимог до мастильних матеріалів, є певні технічні проблеми, що пов'язані з відсутністю адекватної методології оцінки триботехнічних, фізико-хімічних та реологічних

властивостей, які відповідають Міжнародним та Європейським стандартам (ISO, ASTM, DIN) за якісними показниками в реальних умовах експлуатації.

З точки зору забезпечення енергоефективності та національної безпеки, на стратегічних підприємствах нафтогазового, тепловиробничого та аерокосмічного комплексів, при виробництві засобів швидкісного транспорту, сільськогосподарської та військової гібридної техніки, прогнозування ефективності мащення і зносостійкості пар тертя, особливо для вузлів тертя, що функціонують в екстремальних умовах роботи, є необхідним напрямом підвищення надійності і подовження ресурсу в широкому діапазоні зміни контактних навантажень, швидкостей, температур, впливу мастильного середовища.

В рамках цієї роботи, пропонується науково-прикладний підхід щодо комплексної оцінки мастильних матеріалів та впровадження нової концепції методології підвищення ефективності мащення і зносостійкості пар тертя, які максимально наближають умови кваліфікаційних (експериментальних) досліджень до реальних умов тертя вузлів транспортних засобів, що працюють в експлуатації.

Екстремальні умови роботи досліджувались за допомогою контактно-механічних, реологічних та фізико-хімічних аспектів для неконформних вузлів тертя зі зміненою фактичною форми локального контакту – це вузли з точковим контактом тертя, які характерні для різноманітних підшипникових вузлів тертя (кулькові та діжкоподібні роликові підшипники кочення) або вузли з лінійним контактом тертя, які характерні для зубчастих передач та деяких деталей ДВЗ (кулачкові механізми, вузли ГРМ та інші), а також для конформних вузлів ДВЗ, що мають повне прилягання поверхонь в умовах тертя ковзання (наприклад, між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру ДВЗ).

Відповідні екстремальні умови роботи для вузлів тертя виникатимуть при недостатньому мащенні (мастильному голодуванні), коли мастильний матеріал не встигає регулярно потрапляти в зону контакту у зв'язку з декількох причин: 1) нестационарні умови тертя в режимі «stop-and-go» («пуск-зупинка»); 2) втрата механічної стабільності мастильного матеріалу у зв'язку з проявом

неньютонівських властивостей при високих швидкостях зсуву в умовах низькотемпературного запуску (реологічний аспект); 3) недостатня структурна пристосованість модифікованих шарів в умовах граничного тертя при високих навантаженнях в зоні контакту (фізико-хімічний аспект).

Характерні умови роботи призводять до генерування контактних напружень в підповерхневій зоні контакту, особливо для вузлів з точковою та лінійною формою контакту. Відповідні напруження викликатимуть деформаційні процеси в результаті повторних мікропластичних зсувів в зоні дискретних ділянок контакту по вершинах мікронерівностей поверхонь тертя (контактно-механічний аспект).

Таким чином, підвищення ефективності мащення і зносостійкості вузлів тертя в екстремальних умовах роботи, необхідно розглядати з позиції попередження контактного руйнування з метою запобігання викришування (пітінгу) для підшипникових вузлів тертя в результаті повторних мікропластичних зсувів та протидії задиру для вузлів ДВЗ в зоні дискретних ділянок контакту по вершинах мікронерівностей.

Для вузлів ДВЗ, екстремальні умови роботи суттєво пов'язані з нестационарними умовами тертя та температурним чинником локальної зони контакту, особливо, для умов низькотемпературного запуску. Нестационарні умови роботи при частих пуск-зупинках при низькотемпературному запуску ДВЗ часто призводять до недостатнього мащення (мастильного голодування) в зоні контакту по причинах того, що по-перше, не вистачає кількості мастильного матеріалу в зоні контакту щоб сформувати мастильний шар оптимальної товщини, по-друге, внаслідок неньютонівської поведінки мастильні шари не встигають зрелаксувати і набути стабільної структурної в'язкості (реологічний аспект) і, по-третє, мати необхідну структурну пристосовуваність новоутворених модифікованих шарів впродовж прогрівання двигуна після низькотемпературного запуску (фізико-хімічний аспект), що в решті, призводить до появи задирів в зоні дискретних ділянок фрикційного контакту по вершинах мікронерівностей поверхонь тертя (контактно-механічний аспект).

Для екстремальних умов роботи конформних вузлів тертя ДВЗ при терті ковзання, важливим чинником є температурний фактор, а саме, важливо провести порівняння середньовизначеної локальної температури в зоні контакту та критичної локальної температури, яка буде характеризуватимуть термомеханічну стійкість в умовах пластично-деформованого контакту в режимі граничного тертя, яке може виникати, наприклад в зоні верхньої мертвої точки (в.м.т.) за ходом поршню ДВЗ. Визначення середньої локальної температури досягається кореляцією температур за об'ємною температурою оливи та локальною температурою в зоні контакту. Перевищення середньої температури в зоні контакту над критичною температурою дає необхідні підстави щодо проведення модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ з метою підвищення термомеханічної стійкості щодо забезпечення структурної пристосованості новоутворених модифікованих шарів до екстремальних умов роботи.

Більшість вузлів тертя в екстремальних умовах роботи, експлуатуються в змішаному режимі мащення, який характеризується мікроконтактно-еластогідродинамічним (мікро-ЕГД; в зарубіжній літературі: частково-пружногідродинамічним – ЧПГД) тертям, коли товщини мастильного шару стають практично розмірними з висотами мікронерівностей металевих поверхонь. Для мікро-ЕГД тертя характерна чутливість впливу шорсткості контактних поверхонь, оскільки виникають контактні тиски від дискретних ділянок по фактичній площі контакту, що починають досягати сумарного рівня гідродинамічного тиску мастильних шарів, які зменшують рівень підйомної сили та в'язкого тертя в зазорі мастильного шару.

Нажаль, відсутня єдина точка зору щодо підвищення мастильної здатності та зносостійкості в умовах змішаного тертя, проміжного режиму між рідинним та граничним тертям, в якому експлуатуються більшість вузлів, де змінюються структура модифікованого шару, його реологічні та триботехнічні характеристики. Ще додається те, що змішане тертя є переважно нестійким режимом внаслідок швидкоплинних процесів в зоні фрикційного контакту, наприклад, в умовах мастильного голодування, в якому виникають розриви

мастильних та модифікованих шарів на дискретних ділянках фактичної площі контакту при високих навантаженнях.

В режимі змішаного тертя, суттєвий вплив мають фізичні (в'язкісні та реологічні) аспекти мащення, оскільки пропорційність товщини мастильного шару з висотою мікронерівностей контактних поверхонь в екстремальних умовах високих напружень і швидкостей зсуву, може призвести до прояву псевдопластичності та пружності мастильних шарів. Оскільки, даному питанню присвячено дуже мала кількість робіт, і в основному, вони узагальнюються гіпотетичними викладками, тому, постає задача провести не тільки необхідні експериментальні дослідження, а зробити відповідні розрахунки щодо врахування реологічних властивостей в мікро-ЕГД зоні контакту.

В умовах граничного тертя, поверхні конформних вузлів ДВЗ мають безпосереднє контактування між ділянками великої протяжності. При граничному мащенні, мастильна здатність характеризуватиметься фізико-хімічними аспектами структурної пристосовуваності модифікованих шарів, які адсорбуються на металевих поверхнях. Коефіцієнт тертя при граничному терті суттєво вищий ніж при рідинному терті, але за рахунок модифікування поверхонь хімічно-активними речовинами (ХАР), які утворюють міцні хімічно-модифіковані граничні шари (ХМГШ) при високих температурах або поверхнево-активних речовин (ПАР), які утворюють полімеризаційні хемосорбційні або фізично-адсорбовані плівки при помірних температурах, можна попереджувати захоплення 1-го роду (холодне заїдання) і значно зменшувати знос контактних поверхонь.

Встановлено, що відповідні хімічні реакції мастильного матеріалу з матеріалом металевих поверхонь можуть знижувати поверхневі сили і, таким чином, зменшувати дотичні напруження, тим самим, підвищуючи втомну довговічність. Нажаль, подібні дослідження в умовах змішаного тертя, носять фрагментальний характер, оскільки, в основному, вплив фізико-хімічної складової, а також взаємозв'язок між реологічними властивостями граничних шарів і хімічними властивостями компонентів в мастильному середовищі, які створюють відповідні шари, розглядається тільки з позиції

граничного тертя. Таким чином, необхідно забезпечити комплексний підхід щодо проведення теоретичних та експериментальних досліджень із врахуванням реологічних та фізико-хімічних аспектів мастильних середовищ для вузлів тертя.

Один з дієвих засобів створення на поверхнях тертя відповідних міцних мастильних шарів, є адсорбування та екранування поверхні певними ХАР або ПАР, що відкриває широкі можливості щодо модифікування мастильних середовищ з метою підвищення зносостійкості контактних поверхонь та ефективності мащення (мастильної здатності), а також відповідний засіб стане корисним щодо реалізації уніфікованого підходу застосування універсальних мастильних матеріалів у сучасній гібридній техніці.

Для вузлів тертя ДВЗ важливими є умови нестаціонарності (пуск-зупинка), які треба розглядати з позиції контактної міцності (контактно-механічний аспект), визначення термомеханічної стійкості в зоні фрикційного контакту та структурної пристосованості модифікованих шарів в умовах граничного режиму мащення з врахуванням механічної складової сили тертя та молекулярної взаємодії контактних поверхонь. Контактно-механічна складова сили тертя забезпечується врахуванням механічних властивостей матеріалів, рівнем максимальних контактних напружень і деформацій, що виникають в зоні фрикційного контакту. Молекулярна складова – реологічними і фізико-хімічними аспектами структурної пристосованості модифікованих шарів в зоні фрикційного контакту.

Приймаючи за увагу багатофакторність завдання підвищення ефективності мащення і зносостійкості підшипникових вузлів та вузлів ДВЗ, необхідно задіяти комплексний підхід щодо оцінки контактних-механічних, реологічних та фізико-хімічних аспектів, а за їх результатами, провести стендові та експлуатаційні випробування в реальних вузлах тертя з метою підтвердження правильності нової концепції методології підвищення зносостійкості і ефективності мащення вузлів тертя в екстремальних умовах роботи.

Актуальність теми. Перспективи розвитку сучасного машинобудування та інфраструктури України в тісній мірі пов'язані з економічними питаннями,

зокрема, рентабельністю експлуатації тих чи інших машин і механізмів. Питання економічності, в свою чергу, тісно пов'язані з відповідним забезпеченням надійності експлуатації цих машин і механізмів, і, в кінцевому рахунку, вони зумовлюються цілим комплексом конструкторських, інженерних та експлуатаційних досліджень, які загалом, і визначають економічність використання машин і механізмів.

Одним зі шляхів поліпшення техніко-економічних показників машин і механізмів є підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя. Цьому питанню присвячені багато робіт вітчизняних і закордонних вчених, які зробили вагомий внесок щодо формування розуміння складних механо-фізико-хімічних процесів, які протікають в мікроскопічному об'ємі зони контакту тертя.

Фундаментальні роботи Д. Доусона, Р. Гохара, Дж. Хіггінсона, М. Дмитриченка в області еластогідродинаміки (ЕГД), А. Петрусевича, С. Пінегіна та Ю. Дроздова в області контактної міцності, І. Крагельського, А. Камерона, Б. Костецького, П. Ребіндера, М. Райко в області граничного тертя, зробили вагомий внесок в теорію і практику розвитку фундаментальних основ тертя, мащення і зношування.

Багато проблем триботехніки, які пов'язані з експлуатацією вузлів тертя, потребують не тільки теоретичних і експериментальних досліджень, а й проведення стендових та експлуатаційних випробувань на реальній техніці, оскільки багато швидкоплинних процесів, що відбуваються в мікрооб'ємі (мікро-ЕГД) контакту тертя реальних вузлів, вносять суттєві корективи щодо результатів досліджень. Проблема підвищення ефективності мащення та зносостійкості пар тертя, які працюють в екстремальних умовах роботи, вимагає системних досліджень щодо модифікування мастильних і поверхневих шарів оптимальними хімічно-активними компонентами, як один із дієвих та сучасних технологій поліпшення реологічних та триботехнічних показників, в тому числі, надання уніфікованості мастильним матеріалам для скорочення матеріальних та фінансових витрат на технічне обслуговування вузлів тертя. Проведення відповідних досліджень та випробувань не можливе без використання сучасного автоматизованого обладнання, як в лабораторних умовах, так і на оригінальній

техніці в умовах експлуатації в реальному масштабі часу щодо забезпечення точності і достовірності результатів. В іншому випадку, результати залишаються на рівні феноменологічного факту, для пояснення якого, або не існує теоретичного обґрунтування, або воно протирічить з позицій різних наукових шкіл, які займаються цими питаннями. Тому, комплексне вирішення вищенаведених питань з використанням результатів науково-прикладних досліджень мастильних середовищ в лабораторних і заводських умовах та на підприємствах-експлуатантах техніки, дозволить розробити сучасні методики щодо оцінки ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя, які знаходяться у напружено-деформованому стані з урахуванням контактнo-механічних, реологічних і фізико-хімічних аспектів, що складе базову основу науково-обґрунтованих підходів при розробці технічного регламенту щодо вимог та оцінки мастильних матеріалів, які працюють в реальних умовах експлуатації у транспортних засобах.

Таким чином, науково-технічною проблемою є реалізація стійкого мащення в умовах змішаного тертя та створення в зоні фрикційного контакту неконформних і конформних вузлів тертя модифікованих шарів з оптимальною мастильною здатністю та структурною пристосовуваністю до екстремальних умов роботи, спрямоване на підвищення ефективності мащення та зносостійкості пар тертя за контактнo-механічними, реологічними і фізико-хімічними аспектами.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дисертаційна робота виконана згідно з планами науково-дослідної роботи Національного транспортного університету та інших підприємств. Автор був відповідальним виконавцем і співвиконавцем держбюджетних тем.

Дисертаційні дослідження проводились в рамках науково-дослідної роботи №ДЗ/508-2011 (0111U007602) за програмою «Державне замовлення» на тему «Дослідження впливу зміни фізико-хімічних властивостей олив у процесі експлуатації на надійність та довговічність пар тертя транспортних засобів». Автором створено технологію визначення збалансованої рецептури при виготовленні олив для дизельних двигунів та трансмісій.

Дисертаційні дослідження проводились в рамках науково-дослідної роботи №ДБ/13-2012 (0112U000139) в Національному транспортному університеті за бюджетною програмою «Оцінка еластогідродинамічних показників трансмісійних і моторних олив в нестаціонарних умовах роботи з метою підвищення довговічності вузлів тертя транспортних засобів». Автором розроблено методику підвищення ефективності мащення олив за кінетикою швидкісних, навантажувальних, температурних чинників та динамікою надходження мастильного матеріалу в зону (мікро-)ЕГД контакту.

Дисертаційні дослідження проводились в рамках науково-дослідної роботи №ДБ/19-2013 (0113U000296) в Національному транспортному університеті за бюджетною програмою «Дослідження закономірностей формування граничних модифікованих шарів у оливах за різним якісним станом з метою оптимізації ресурсу елементів трибосистем». Автором встановлені закономірності формування модифікованих шарів у середовищі олив за різним залишковим ресурсом, що сприятиме корегуванню фізико-хімічного складу товарних олив з метою оптимізації їх ресурсу.

Дисертаційні дослідження проводились в рамках науково-дослідної роботи №ДБ/34-2015 (0115U002289) в Національному транспортному університеті за бюджетною програмою «Збільшення ресурсу використання універсальної моторно-трансмійної оливи у вітчизняних гусеничних машинах за рахунок оптимізації структурного складу оливи». Автором створена технологія збільшення ресурсу використання універсальної моторно-трансмійної оливи з метою підвищення надійності та довговічності вузлів тертя транспортних засобів шляхом модифікування мастильного матеріалу.

Дисертаційні дослідження проводились в рамках науково-дослідної роботи №ДБ/45-2016 (0116U002634) в Національному транспортному університеті за бюджетною програмою «Дослідження ефективності застосування модифікаторів тертя у вітчизняних мастильних матеріалах з метою підвищення надійності транспортних засобів». Автором розроблена методика визначення оптимальної концентрації модифікаторів тертя у трансмісійних

оливах та створена технологія підвищення надійності трибосистем агрегатів транспортних засобів при використанні модифікованих мастильних матеріалів.

Дисертаційні дослідження проводились в рамках науково-дослідної роботи №ДБ/51-2018 (0118U001107) в Національному транспортному університеті за бюджетною програмою «Поліпшення пускових якостей і триботехнічних властивостей транспортних двигунів за низьких температур навколишнього середовища». Автором розроблена методика підвищення мастильної здатності модифікованих шарів в умовах примусового збільшення температури на пусковому етапі роботи ДВЗ.

Дисертаційні дослідження проводились в рамках науково-дослідної роботи №ДБ/56-2021 (0121U109607) в Національному транспортному університеті за бюджетною програмою «Поліпшення паливної економічності та екологічних показників транспортних двигунів використанням вторинних енергоресурсів». Автором розроблена методика вибору оптимальної концентрації модифікаторів тертя та присадок до моторних олиव для вузлів тертя ковзання двигуна з використанням вторинних енергоресурсів.

Мета і завдання дослідження. Метою дослідження є розробка науково-прикладних засад підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, з урахуванням зміни фактичної форми контакту, кінематики тертя, реологічних властивостей мастильних середовищ, нестаціонарності процесів тертя, локальної температури на основі комплексного підходу оцінки контактено-механічних, реологічних та фізико-хімічних аспектів.

Для досягнення поставленої мети вирішувались наступні завдання:

– встановити умови попередження розриву мікро-ЕГД мастильного шару, які досягаються комплексом заходів поліпшення триботехнічних, реологічних і фізико-хімічних показників щодо реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення та створення на поверхнях тертя модифікованих шарів з оптимальною структурною пристосовуваністю;

– визначити закономірності зміни долі гідродинамічного тиску мастильних шарів відносно контактеного тиску на виступах мікронерівностей щодо

забезпечення реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення для підшипникових вузлів тертя з урахуванням зміни типу (реологічних властивостей) мастильних матеріалів та кінематики тертя;

– визначити умови зменшення западини мінімальної товщини мастильного шару на виході із зони мікро-ЕГД контакту в умовах мастильного голодування для забезпечення реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення підшипникових вузлів тертя;

– визначити умови модифікування якісного та кількісного хімічного складу активних компонентів в складі сумішей та олів для забезпечення створення на поверхнях тертя модифікованих шарів з оптимальною структурною пристосовуваністю для підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, за протизношувальними, протизадирними і антифрикційними властивостями;

– визначити умови модифікування якісного та кількісного хімічного складу активних компонентів в складі сумішей та олів для забезпечення реалізації стійкого мащення в умовах змішаного тертя та створення на поверхнях тертя модифікованих шарів з оптимальною структурною пристосовуваністю для неконформних вузлів ДВЗ, що працюють в екстремальних умовах роботи, в тому числі у пластично-деформованому контакті, за механічними, протизношувальними, реологічними і антифрикційними властивостями;

– визначити умови модифікування якісного та кількісного хімічного складу активних компонентів в складі сумішей та олів для забезпечення реалізації стійкого мащення в умовах змішаного тертя та створення на поверхнях тертя модифікованих шарів з оптимальною структурною пристосовуваністю для конформних вузлів ДВЗ, що працюють в екстремальних умовах роботи, в тому числі у пластично-деформованому контакті, за протизношувальними, реологічними і антифрикційними властивостями;

– встановити кореляційний взаємозв'язок між температурою в локальній зоні контакту і об'ємною температурою модифікованої оливи при збільшенні контактного навантаження в період припрацювання та визначити

термомеханічну стійкість модифікованої оливи в порівнянні зі штатною оливою з метою встановлення оптимальної структурної пристосовуваності модифікованих шарів;

– визначити механізми зменшення напружено-деформованого стану при зміні фактичної форми контакту тертя на основі побудови математичної моделі оцінки максимальних контактних напружень, деформацій та їх локалізації в підповерхневій області контакту за глибиною та за напрямом кочення;

– визначити умови реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення і дати практичні рекомендації щодо застосування модифікованих олив для підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, на основі побудови математичної моделі оцінки мінімальної товщини на виході з контакту і товщини мастильного шару в центральній області мікро-ЕГД контакту з урахуванням зміни фактичної форми контакту та типу мастильного матеріалу;

– визначити умови реалізації стійкого мащення в умовах змішаного тертя і зниження інтенсивності зношування та дати практичні рекомендації щодо застосування модифікованих олив для вузлів ДВЗ, що працюють в екстремальних умовах роботи, на основі побудови математичної моделі оцінки товщини мастильного шару та інтенсивності зношування з урахуванням зміни ходу поршня (кута повороту коленвалу) і кількості обертів двигуна та типу мастильного матеріалу;

– розробити і впровадити у виробництво нові модифіковані оливи для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ, що працюють в екстремальних умовах роботи, та перевірити в експлуатації запропоновану нову концепцію методології підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя для відповідних олив при проведенні прискорених та довготривалих випробувань на оригінальній техніці.

Об'єкт дослідження – процеси мащення, тертя та зношування модифікованих шарів в зоні фрикційного контакту в умовах тертя кочення, тертя кочення з частковим проковзуванням та тертя ковзання в екстремальних умовах роботи неконформних і конформних вузлів тертя.

Предмет дослідження – закономірності впливу механічних властивостей поверхонь тертя з урахуванням зміни форми контакту, реологічних і фізико-хімічних властивостей мастильних середовищ на протизношувальні, протизадирні та антифрикційні властивості модифікованих шарів.

Методи дослідження. Теоретичні дослідження виконані на підставі фундаментальних положень трибології, контактної міцності і руйнування твердих тіл, фрикційного контакту, хімотології і реології мастильних шарів, концепції модифікування та зносостійкості трибосистем, нестационарності процесів тертя. Експериментальні дослідження виконувались на основі теорії моделювання та планування експерименту в лабораторних умовах. Прискорені та довготривалі стендові та експлуатаційні випробування проводились на оригінальному обладнанні і машинах, розміщених на стратегічних підприємствах України. Обробка результатів експериментально-розрахункових досліджень виконана із застосуванням інформаційних технологій з використанням методів рішення багатофакторних нелінійних задач множинної регресії та багаторядної селекції вибору оптимальних моделей.

Наукова новизна одержаних результатів.

1. *Вперше* запропоновано нову концепцію методології підвищення мастильної здатності та зносостійкості вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, на основі комплексних розрахунково-експериментальних досліджень, що враховують: нестационарні умови тертя, форму локального контакту та кінематику тертя, реологічні властивості мастильних шарів, температуру контакту, склад компонентів в мастильному середовищі.

2. *Вперше* побудовано математичну модель напружено-деформованого фрикційного контакту, яка розкриває механізми зниження контактних напружень і деформацій у підповерхневій зоні з урахуванням форми контакту. Модель дозволяє ідентифікувати: зони концентрації дотичних напружень; отримати оптимальну форму контакту за рахунок перерозподілу контактного напруження в ортогональному напрямку кочення.

3. *Удосконалено* модель формування мінімальної товщини мастильного шару в зоні мікро-ЕГД контакту, яка дозволяє реалізувати стійке мащення підшипникових вузлів тертя. Модель враховує фактичні форми контакту на всьому діапазоні зміни еліптичності та реологічні властивості мастильного матеріалу.

4. *Удосконалено* модель мастильної здатності та зносостійкості в зоні фрикційного контакту на основі експериментально-розрахункових критеріїв оцінки товщини модифікованого шару та інтенсивності зношування пар тертя ДВЗ. Модель враховує робочі характеристики кута повороту коленвала і кількість обертів двигуна та реологічні властивості мастильного матеріалу.

5. *Набули подальшого розвитку* критеріальні підходи щодо ідентифікації перехідних зон від режиму рідинного до граничного тертя на основі комплексної оцінки модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ для вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи. Запропоновані та обґрунтовані критерії: критерій режиму мащення, критерій еліптичності, реологічний критерій та критерій тиску при переході від рідинного до змішаного тертя. Введені критерій пластичності та температурний критерій щодо запобігання втрати міцності і термомеханічної стійкості модифікованих шарів при переході від змішаного до граничного тертя.

6. *Набули подальшого розвитку* теоретичні засади еластогідродинамічного мащення в частині впливу фактичної форми контакту на механічні властивості поверхонь тертя та фізичного уявлення про будову мікро-ЕГД мастильного шару.

7. *Набули подальшого розвитку* фізико-хімічні основи змішаного тертя щодо мащення в перехідній зоні: встановлені закономірності зміни товщини, реологічних властивостей модифікованих шарів, лінійного зносу та хімічного складу активних компонентів модифікаторів тертя, протизношувальних і протизадирних присадок, органічних наномодифікаторів.

Практична цінність одержаних результатів.

1. *Розроблені і впроваджені* у промисловість 2 нові модифіковані оливи за різним призначенням, що збільшили ресурс відносно штатного напрацювання і

забезпечили поліпшені триботехнічні та фізико-хімічні показники після штатного напрацювання:

– модифікована авіаційна олива АРІАН МС-8пн в системі мащення підшипникових вузлів тертя на авіаційному газотурбінному двигуні ДР-59л у газоперекачувальних агрегатах при довготривалих експлуатаційних випробуваннях впродовж 8000 мотогодин (на компресорній станції КС-4 „Зіньківська” Диканського ЛВУМГ, УМГ «Київтрансгаз», НАК «Нафтогаз України»);

– модифікована моторна олива АРІАН Ультрагаз в системі мащення на газовому двигун-генераторі ДВГА-500 у когенераційних установках при довготривалих експлуатаційних випробуваннях впродовж 4160 мотогодин (АТВТ «Первомайськдизельмаш»).

2. *Розроблені і впроваджені у промисловість 2 нові модифіковані моторні оливи, що забезпечили поліпшені триботехнічні та фізико-хімічні показники в екстремальних умовах експлуатації на потужних газових двигун-генераторах:*

– модифікована моторна олива ПРОТЕК STATGAS 40 в системі мащення на газовому двигун-генераторі ДВГА-630 у когенераційних установках при експлуатаційних випробуваннях впродовж 2000 мотогодин (ТОВ СП «Світловодськпобут»);

– модифікована моторна олива ПРОТЕК STATGAS 40МА в системі мащення на газовому двигун-генераторі САТ 3520В (CATERPILLAR) при експлуатаційних випробуваннях впродовж 2300 мотогодин (КПТМ «Черкаситеплокомуненерго»).

3. *Розроблено і впроваджено у промисловість нову модифіковану універсальну моторно-трансмісійну оливу АРІАН ЄМТ-8, яка забезпечила поліпшені триботехнічні та фізико-хімічні показники: на одноциліндровому двигуні 1 ЧН 8×11; на вихоркамерному двигуні 2ДТХ№10; в системі мащення двигуна 2ДТХ№13, трансмісії і гідравлічної системи трактору ХТЗ-1410 впродовж 200 мотогодин на кожному етапі, що дало можливість скоротити матеріальні витрати при використанні єдиної оливи замість трьох олів (Харківське конструкторське бюро КП ХКБД).*

4. *Розроблені і впроваджені* методики оцінки та технології підвищення ефективності мащення і зносостійкості вузлів тертя за результатами, що видані акредитованими лабораторіями вітчизняних заводів-виробників мастильних матеріалів ТОВ ЗТМ АРІАН, м. Фастів, Київська обл. та ТОВ КСМ ПРОТЕК, смт. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.

5. *Модернізовані* універсальний автоматизований стенд тертя (УАСТ) для проведення триботехнічних і реологічних досліджень вузлів ДВЗ та стенд оптико-інтерферометричних досліджень форми контакту і товщини мастильного шару підшипникових вузлів тертя в Національному транспортному університеті, м. Київ.

Матеріали роботи використовуються у навчальному процесі НТУ при підготовці бакалаврів, магістрів та аспірантів за спеціальностями 131 – Прикладна механіка, 132 – Матеріалознавство.

Особистий внесок здобувача. Основні наукові і теоретичні положення та експериментальні і практичні результати дисертаційної роботи, які виносяться на захист, одержані здобувачем особисто. Без співавторів опубліковано наукову працю – [28]. З наукових праць, опублікованих у співавторстві, використовуються результати, отримані особисто здобувачем, а саме: проаналізовано і проведено оцінку лінійного зносу методом штучних баз зразків зі сталі ШХ-15 й бронзи БрО 10010 – [1]; розроблено метод оцінки ефективності мащення за допомогою параметру режиму мащення та реологічних властивостей мастильних середовищ в умовах чистого кочення - [2]; проаналізовано результати товщини мастильного шару та антифрикційних властивостей зразків відпрацьованої трансмісійної оливи на машині тертя СМЦ-2 - [3]; проведено математичний аналіз впливу реологічних властивостей мастильних матеріалів в нестационарних умовах тертя - [4]; розроблено двоетапний метод оцінки якісного і кількісного хімічного складу компонентів мастильних середовищ для підшипникових вузлів тертя - [5]; розроблені критерії оцінки ефективності мащення та на їх основі побудовані номограми підбору оптимального мастильного матеріалу для підшипників кочення - [6]; розроблено методику визначення оптимальної концентрації суміші з СФС на базовій оливі І-40А за

реологічними та триботехнічними показникам при збільшенні максимального напруження зсуву - [7]; розроблено методику оцінки триботехнічних показників при модифікуванні мастильних середовищ наномодифікаторами у вигляді фулеренів з урахуванням їх концентрації - [8]; проведено триботехнічні дослідження стану хімічно-модифікованих граничних шарів ХМГШ відпрацьованих мастильних середовищ - [9]; проаналізовано стан активованої поверхні при використанні хімічних компонентів мастильного середовища у вигляді фулеренів - [10]; проаналізовано та обґрунтовано методики стендових та експлуатаційних випробувань модифікованих олив - авіаційної оливи МС-8п, моторної оливи Ультрагаз, моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 (Розділ 5) - [11]; розроблено комплексну методику підвищення ефективності мащення та зносостійкості пар тертя шляхом модифікування (легування) мастильних середовищ для неконформних вузлів тертя (Розділ 3) та конформних вузлів, що працюють в нестационарних умовах тертя (Розділ 4) - [12]; розроблено методику та проаналізовані результати фрактографічного й триботехнічного дослідження якісного й кількісного хімічного складу компонентів фулереноподібних структур для конформних вузлів, що працюють в нестационарних умовах тертя - [13]; проведено фізико-хімічні й триботехнічні експериментальні дослідження дизельних олив для сільськогосподарського сектору АПК - [11]; проаналізовано результати кваліфікаційних та стендових випробувань авіаційної оливи МС-8п - [12]; розроблено кінетику зміни механічних властивостей контактних поверхонь щодо їх подальшого врахування в розрахунках - [13]; проведено дослідження товщини мастильного шару та лінійного зносу роликів при модифікуванні оливи Ультрагаз - фулеренами (СФС) різної концентрації в нестационарних умовах тертя кочення з проковзуванням - [14]; встановлено закономірності зміни негідродинамічної складової мастильного шару на антифрикційні властивості модифікованих мастильних середовищ в нестационарних умовах тертя - [15]; розроблено методику оцінки реологічної складової товщини мастильного шару для неконформних вузлів тертя - [16]; встановлено закономірності зміни негідродинамічної складової товщини мастильного шару при утворенні самогенеруючих органічних плівок СОП в нестационарних умовах тертя при

збільшенні навантаження - [17]; встановлено закономірності зміни товщини мастильного шару модифікованих олив в нестационарному режимі тертя - [18]; проаналізовано вплив максимальних контактних напружень на мікротвердість поверхонь тертя при збільшенні контактного навантаження в нестационарному режимі тертя - [19]; проаналізовано лінійний знос контактних поверхонь, що змащувалися модифікованими оливами - [20]; проаналізована кінетика формування загальної товщини мастильного шару та негідродинамічної складової товщини для модифікованої й штатної олив в нестационарних умовах тертя - [21]; проведено антифрикційні дослідження модифікованої й штатної олив щодо встановлення їх відмінностей - [22]; розроблено методику оцінки реологічних властивостей модифікованих олив в нестационарних умовах тертя в період прогрівання двигуна - [23]; проаналізовано взаємозв'язок між об'ємною температурою оливи та локальною температурою в зоні контакту в нестационарних умовах тертя кочення з проковзуванням - [24]; встановлено механізм формування товщини мастильного шару та визначена динаміка зношування елементів трибоспряження залежно від матеріалу контактних поверхонь до і після фільтрації досліджених модифікованих олив – [25]; розроблено методику оцінки температурного поля локальних температур на динаміку формування граничних шарів та зносостійкість контактних поверхонь в нестационарних умовах тертя ковзання - [26]; розроблено методику оцінки якісного й кількісного хімічного складу компонентів у вигляді хімічно-активних речовин (ХАР) на протизношувальні й антифрикційні властивості малозольних мастильних середовищ (LowSAPS), які застосовуються в двигунах EURO 6 - [27]; розроблено методику оцінки впливу реологічних властивостей на триботехнічні показники підшипникових вузлів тертя - [28]; проведено фізико-хімічні й триботехнічні експериментальні дослідження трансмісійних олив для гідромеханічних (трактори) та автоматичних (легковий транспорт) коробок перемикачів передач, які мають в складі модифікатори тертя органічного походження (ПАР в складі жирних кислот) - [29]; зроблено оцінку мікротвердості та лінійного зносу випереджаючого та відстаючого роликів в нестационарних умовах тертя кочення з проковзуванням - [30]; розроблено

методику оптимального вибору сучасних модифікаторів тертя для універсальних олив, що використовуються у гібридній техніці - [31]; узагальнено основні принципи впливу параметрів міцності на триботехнічні властивості вузлів тертя - [32]; розроблено технологію збільшення ресурсу універсальних моторно-трансмісійних олив шляхом модифікування мастильних середовищ - [33]; проаналізовано вибіркоче перенесення при застосуванні модифікованої оливи, а також досліджувано утворення СОП - [34]; проаналізовано закономірності зміни товщини мастильного шару при модифікуванні поверхонь тертя універсальними моторно-трансмісійними оливами - [35]; проаналізовано вплив терміну експлуатації модифікованих олив на ефективність мащення в зоні контакту – [36]; обґрунтовані умови формування оптимальної товщини мастильного шару в стаціонарних умовах тертя кочення с частковим проковзуванням – [37]; отримані результати триботехнічних випробувань при застосуванні розробленої двоетапної методики оцінки якісного та кількісного хімічного складу сучасних присадок та модифікаторів тертя в складі низькозольних (LowSaps) моторних олив для потужних дизельних двигунів EURO 6 – [38]; отримані результати триботехнічних випробувань при застосуванні розробленої двоетапної методики оцінки якісного та кількісного хімічного складу сучасних присадок та модифікаторів тертя в складі модифікованих моторних олив для дизельних двигунів прямого впорскування, оснащених системою Common Rail – [39]; проаналізовано закономірності механізму зношування пар тертя в нестационарних умовах тертя з частковим проковзуванням та тертя ковзання вузлів ДВЗ – [40]; проаналізовано закономірності впливу мікрогеометрії форми контакту та реологічних властивостей мастильних матеріалів в зоні мікро-ЕГД контакту підшипникових вузлів тертя – [41]; встановлено місцеположення локалізації концентратора дотичних напружень в зоні ЕГД точкового контакту тертя – [42]; запропоновано новий критеріальний підхід підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, на основі модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ – [43]; побудовано математичну модель напружено-деформованого фрикційного контакту, яка розкриває механізми зниження

контактних напружень і деформацій у підповерхневій зоні з урахуванням форми контакту – [44]; проаналізовано результати стендових і експлуатаційних випробувань модифікованої оливи ЄМТ-8 та розроблені рекомендації щодо виготовлення відповідної оливи згідно комплексної методики підвищення зносостійкості й ефективності мащення - [45]; розроблено методику оцінки ефективності мащення та зносостійкості в умовах низькотемпературного запуску (примусового збільшення температури на пусковому етапі) ДВЗ - [46]; встановлено взаємозв'язок між об'ємною температурою оливи та локальною температурою в зоні контакту в нестационарних умовах тертя ковзання - [47]; розроблено методику розрахунку реологічних і триботехнічних характеристик мастильних матеріалів з урахуванням зміни максимального тиску й температури в зоні точкового контакту для підшипникових вузлів тертя - [48]; розроблено методику розрахунку максимальних контактних напружень, деформацій, положення локалізації максимального дотичного напруження в підповерхневій зоні мікро-ЕГД контакту з урахуванням зміни мікрогеометрії для підшипникових вузлів тертя - [49]; розроблено методику розрахунку основних триботехнічних характеристик в зоні контакту тертя між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру двигуна внутрішнього згоряння - [50].

Апробація результатів дисертації. Основні положення і результати дисертаційної роботи доповідались і обговорювались на: 72 – 77, 79 наукових конференціях професорсько-викладацького складу, аспірантів, студентів та співробітників відокремлених структурних підрозділів університету (Квітень-травень 2016 – 2021, 2023, Київ, НТУ); Міжнародній науковій конференції «Cluster-Casting-Future», (Вересень 9-12, 2014, Жешув - Свильча, Польща); Міжнародній науковій конференції: «Покращення конструктивних та експлуатаційних показників автомобілів і машин» (Листопад 16-17, 2022, Київ); Всеукраїнській науковій конференції здобувачів освіти і молодих учених «ВІДБУДОВА ТРАНСПОРТНОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ УКРАЇНИ» (21.06.2023, Київ); Міжнародній науковій конференції: TRANSBALTICA XIV: Transportation Science and Technology Proceedings of the 14th International Conference

TRANSBALTICA, (Вересень 14-15, 2023, Вільнюс, Литва); Міжнародній науковій конференції: The 4th International Conference on Business and Technology (ICBT'2023), (Листопад 1-2, 2023, Стамбул, Туреччина).

Публікації. За темою дисертації опубліковано 50 наукових праць, у тому числі: 7 статей у фахових виданнях, що внесені до наукометричної бази Scopus; 3 статті у іноземних спеціалізованих виданнях; 3 у монографіях; 16 статей у фахових спеціалізованих виданнях; 15 тез доповідей у міжнародних та науково-технічних конференціях; 1 патент на винахід та 5 свідоцтв про реєстрацію авторського права на твір.

Структура і обсяг дисертації. Дисертація складається з вступу, семи розділів, висновків та додатків. Повний обсяг дисертації складає 464 сторінки. Обсяг анотації складає 26 сторінок. Дисертація містить 138 ілюстрацій (із них тих, що займають повну сторінку – 4), 43 таблиці (із них тих, що займають повну сторінку – 1). Список використаних джерел із 280 найменувань займає 31 сторінку. Додаток містить 36 сторінок. Обсяг основної частини дисертації становить 359 сторінок.

РОЗДІЛ 1. СУЧАСНІ УЯВЛЕННЯ ПРО ЕФЕКТИВНІСТЬ МАЩЕННЯ І ЗНОСОСТІЙКІСТЬ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ ЗА КОНТАКТНО-МЕХАНІЧНИМИ, РЕОЛОГІЧНИМИ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНИМИ АСПЕКТАМИ

Прогнозування ресурсів на етапі проектування гостро необхідно для сучасної техніки. Особливо для вузлів тертя, що функціонують в екстремальних умовах роботи у машинах стратегічних підприємств нафтогазової, тепловиробничої та аерокосмічної галузі, при виробництві швидкісного транспорту, сільськогосподарської і військової гібридної техніки. Актуальне завдання полягає в узагальненні експериментальних даних, прогнозуванні надійності та ресурсу в широкому діапазоні зміни навантажень, швидкостей, температур, впливу мастильного матеріалу [88].

Кількісний результат досягається при використанні розроблених і впроваджених автором методик та розрахункових залежностей, отриманих на основі експериментальних (кваліфікаційних), стендових і експлуатаційних випробувань. В основі досліджень лежить теорія подібності і моделювання.

Скористаємось поняттям інтенсивності лінійного зношування [178]:

$$J_h = \frac{dh}{ds}, \quad (1.1)$$

де h – величина лінійного зносу;

S – шлях тертя.

Швидкість або інтенсивність зношування впродовж часу визначається, як:

$$J_{ht} = \frac{dh}{dt} = J_h \cdot V, \quad (1.2)$$

де t – час процесу зношування;

V – швидкість процесу зношування.

Встановивши закономірності інтенсивності зношування в різних умовах кваліфікаційних, стендових та експлуатаційних випробувань, можна спрогнозувати довговічність та визначити ресурс за критерієм зносу реальних вузлів тертя [100].

1.1. Контактно-механічні аспекти підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя.

Переважає більшість неконформних вузлів із точковим або лінійним контактом (підшипникові вузли тертя, зубчасті передачі, кулачки ГРМ та інші) мають обмежені ділянки робочих поверхонь. Контактне навантаження приходить на порівняно малу площу. Такі особливості форми контакту призводять до контактного руйнування, яке на відміну від задирів, заїдання, кавітації та інших видів пошкоджень, розвиваються в часі з утворенням на поверхнях тертя викришування (пітінгу) у вигляді окремих виїмок [142]. Початкові розміри та форма цих виїмок залежать від властивостей матеріалу, характеру і величини напружень. При подальшій роботі вузла їх кількість збільшується, вони зливаються та укрупнюються, зона руйнування охоплює все більшу ділянку поверхні. Виникають нові концентратори напружень, погіршуються умови мащення і динамічні характеристики вузла, підвищується температура, значна частина робочих поверхонь втрачає свою несучу здатність. В умовах змішаного режиму мащення за швидкістю і навантаженню та схильністю матеріалу до припрацювання, цей процес може сповільнитися або навіть зовсім припинитися [143]. Але, у важконавантажуваних підшипникових вузлах, застосовуються сталі високої мікротвердості (матеріал індентору (кульки) підшипнику – з ШХ-15), які погано припрацьовуються, пітінг стає прогресуючим і, у більшості випадків, вузол завчасно виходить з ладу [46].

Поряд з конструктивними, технологічними та експлуатаційними факторами, першопричиною такого руйнування є характер і рівень напружень, на яку впливає форма контакту, у зв'язку з чим, даному питанню присвячена

достатня кількість теоретичних і експериментальних досліджень вітчизняних та зарубіжних вчених [164,240,241].

Засновником теорії деформацій і напружень на ділянках пружних тіл є Г. Герц [243], який запропонував рішення для двох випадків: початковий дотик в одній точці (наприклад, кулька – кільце підшипнику, точковий контакт) і дотик двох циліндрів з паралельними вісями (лінійний контакт). Ним було визначено форма і розміри площі дотику та розподіл тиску на неї в залежності від форми сполучених поверхонь, характеристик пружності стисливих тіл і навантаження. В загальному випадку, форма контакту має форму еліпсу, в граничних випадках, звертаються у коло або прямокутник, а тиск при цьому розподілений у вигляді напівеліпсоїду, який побудований на її вісях та ординаті, що відповідає максимальному тиску. У рішенні прийнято: поверхні абсолютно гладкі, сили тертя відсутні, а тіла взаємодіють по загальній нормалі в точці (або лінії) початкового контакту; значення кривини спряжених поверхонь в обох головних площях в межах зони дотику постійні і, таким чином, окреслюється одним контуром; матеріали тіл однорідні та ізотропні; розміри зони дотику незначні в порівнянні з розмірами стисливих тіл; в межах дотику мають місце тільки пружні деформації.

В подальшому, розвиток теорії Герца були отримані в роботах М. Беляєва [11], А. Дінніка [39], І. Штаермана [182], Л. Галіна [25], які отримали залежності для напруженого стану щодо точкового і лінійного контактів. Вагомий вклад щодо рішення впливу мащення при контактному навантаженні були внесені О. Петрусевичем [140]. Результативний аналіз ролі тангенціальних сил і тертя в контакті приведений у працях М. Прігоровського [146], С. Пінегіна [141], В. Макушина [120], Д. Доусона [220].

Наступні роботи продовжувалися відповідно вимогам сучасного машинобудування за напрямом подальших уточнень отриманих раніше рішень і зняття прийнятих в них обмежень з метою розширення діапазону умов їх застосування. Зокрема, в розрахунках на довговічність багатьох вузлів потребувало врахування зміни форми контакту робочих поверхонь, що

викликаються як зносом, так і пластичною деформацією матеріалу; в ряді випадків, матеріал вузлів тертя працював за межами пружності. Тому, великий інтерес представляють виконані в останні десятиліття, що мають велике та наукове значення, роботи Л. Галіна [26,27], І. Горячевої й М. Добичина [31], В. Олександрова й Є. Коваленко [3]. Ними розроблена механіка дискретного контакту на основі мікроконтактно-гідродинамічної (мікро-ЕГД) теорії, де приводиться розрахунок контактних характеристик з урахуванням параметрів мікрогеометрії поверхонь. Цим же питанням присвячені роботи Ю. Колеснікова [104], К. Джонсона [38], С. Мхатаряна [4], О. Чекиної [202].

Крім наукової зацікавленості, практична цінність використання розроблених підходів і методів визначається вдосконаленням технології обробки і створенням та модифікуванням широкої гами нових матеріалів, покриттів і мастильних матеріалів, правильне використання яких дозволяє суттєво поліпшити експлуатаційні характеристики та підвищити конкурентоспроможність таких відповідальних вузлів тертя, як підшипники кочення, зубчасті і фрикційні передачі, шарніри, кулачкові механізми та інші неконформні вузли тертя.

Згідно останніх робіт, варті уваги деякі результати.

Для точкового герцівського контакту з еліптичною формою контакту визначені [141]:

- Контактні напруження в об'ємі контакту:

$$\sigma_x = -p_0 \frac{2\mu + \beta}{1 + \beta}; \quad (1.3)$$

$$\sigma_y = -p_0 \frac{1 + 2\mu\beta}{1 + \beta}; \quad (1.4)$$

$$\sigma_z = -p_0, \quad (1.5)$$

де $\beta = b/a$ – параметр еліптичності;

μ - приведений коефіцієнт Пуассона;

$p_0 = \frac{1,5Q}{\pi \cdot a \cdot b}$ – максимальний контактний тиск;

a й b – відповідно мала та велика напіввісі еліпсу контакту;

Q – контактне навантаження.

- Деформація в центральній області контакту:

$$\delta = \frac{n_\delta}{2} (2,25 \cdot \eta^2 \cdot Q^2 \sum k)^{\frac{1}{3}}, \quad (1.6)$$

де $\sum k$ – сума кривин;

η – приведений модуль пружності;

n_δ – коефіцієнт параметру контакту.

Максимальне дотичне напруження $\tau_{max} = 0,31p_0$, а положення його локалізації за глибиною складає $z = 0,47a$.

Відповідні розрахунки механічних властивостей та встановлення впливу форми контакту дає можливість попередити контактне руйнування, що приводить до викришування в результаті повторних мікропластичних зсувів щодо погано орієнтованих по відношенню до діючих напружень, зернах матеріалу, а також внаслідок концентрації напружень у поверхневих мікронерівностей і внутрішніх дефектів матеріалу. Повторення макропластичних зсувів в протилежному напрямку (при циклічному навантаженні) призводить до розрихлення, стиранні та створенні «аморфного» шару у площинах кочення з ослабленням спайності, порушенні рівноваги внутрішньокристалічних зв'язків і утворенні первинної втомної мікротріщини [142].

Щодо оцінки контактної міцності орієнтуються, як правило, на величину максимального контактного тиску P_{max} (максимального контактного напруження σ_{max}) в центральній ділянці контакту, або максимального дотичного напруження τ_{max} , що діє на деякій глибині під поверхнею z [143].

На процеси, які приводять до викришування, суттєву роль грають такі експлуатаційні, конструктивні і технологічні фактори, як напружено-деформований стан в зоні мікроконтактів, що визначається не тільки доданим

нормальним навантаженням, але й формою і відносним рухом спряжених поверхонь, їх геометрією; механічними властивостями матеріалів, які характеризуються фізико-хімічним складом, мікротвердістю, шорсткістю, термічною або механічною обробкою; станом та чистотою поверхонь; частотою і динамічністю прикладеного навантаження; температурним режимом; умовами мащення і виду мастильного матеріалу; періодичності і нестационарності процесів; впливу навколишнього середовища [98]. Визначення сумарного результату одночасної дії такої безлічі важливих взаємопов'язаних факторів вельми важкий, але використовуючи методи багатфакторного моделювання оцінки параметрів напружено-деформованого стану контактних поверхонь, а саме, закономірності зміни контактних напружень та деформацій в підповерхневій зоні контакту, можна вирішувати завдання контактної міцності.

З точки зору практичної цінності, важливим є застосування розрахунків щодо впливу форми контакту на механічні властивості поверхонь тертя для неконформних вузлів тертя. У локальній зоні контактних поверхонь, де зосереджуються високі контактні напруження, є одним з основних факторів, що визначає працездатність таких відповідальних неконформних вузлів тертя, як підшипникові вузли кочення, зубчасті передачі, кулькові гвинтові механізми. У зв'язку з цим, за останні десятиліття виконаний цілий ряд результативних досліджень щодо вдосконалення форми контакту поверхонь тертя. Так, наприклад, в роботі [116] показано, як шляхом модифікації форми контакту, утвореної від ролику, можна суттєво підвищити довговічність роликового підшипнику. В працях М. Родзевича [154], приведені результати великого виробничого досвіду практичних рекомендацій щодо зниження концентрації навантаження в роликових опорах шляхом оптимізації форм поверхонь кочення.

В роботі [136] приведений метод розрахунку форми поверхні кочення роликових підшипників, які забезпечують рівномірний розподіл тиску вздовж лінії контакту та сприяє підвищенню вантажопідйомності опори. Враховується вплив крайового ефекту та взаємного перекоосу несучих деталей. Приведені допоміжні таблиці та приклади розрахунку. На основі розрахункових і

експериментальних даних, показано, що за рахунок оптимізації форм поверхонь кочення можна суттєво зменшити витрати на тертя в підшипниках, підвищити їх статичну та динамічну вантажопідйомність, або отримати найбільш жадане для заданих умов відношення цих характеристик. Розроблені неколові профілі бігових доріжок кулькових опор, визначені їх характеристики за тертям кочення і напруженням у контакті в порівнянні з традиційною формою поверхонь тертя. Викладений метод розрахунку витрат на тертя, приведені рекомендації щодо вибору форми контакту та його параметрів конкретно до реальних умов роботи.

В роботі [228] розглянуто сучасні уявлення щодо умов контактної взаємодії (тиск, переміщення, температура) поверхонь деталей машин як основу для їх проектування та вдосконалення.

З метою вивчення контактної взаємодії при екстремальних умовах роботи вузлів тертя, обов'язковим є забезпечення сучасного обладнання та методик щодо вивчення структурно-енергетичних параметрів в локальній зоні контакту. Автори роботи [280] дослідили фізичні механізми формування та трансформації корпускулярно-вихрово-хвильових теплових комплексів збурень у контактних трибосистемах на основі квантово-механічної обмінної взаємодії. Наявність контактного зазору зумовлює генерацію пар квазічастинок-збурень, стабілізованих за довжиною хвилі та частотою. Внутрішня нестійкість і процеси колапсу в такій системі збурень призводять до утворення дефектів у матеріалі трибопари і лежать в основі екстремальних умов тертя. В роботі наведено конкретні технічні приклади генерації теплових комплексів при фретингу, при терті ковзання і кочення, а також при різанні. Встановлено, що руйнівний характер процесу фретингу при малих значеннях зворотних швидкостей ковзання зумовлений генерацією і руйнуванням корпускулярно-вихрово-хвильових теплових комплексів. На прикладі акустичної емісії тертя в ультразвуковій області спектру показано квантову природу збурень, що генеруються тертям. Високочастотний спектр акустичної емісії відповідає незбалансованому складу збурень і призводить до утворення частинок зносу. Розглянуто обмінну взаємодію в трибосистемі, яка котиться по площині.

Результати статистичного аналізу такого кочення показали існування ефекту від'ємного тертя, спричиненого квантовою генерацією довгохвильових збурень. Показано, що колапсована складова генерації збурень суттєво зростає при режимах руйнування матеріалів, у тому числі при різанні матеріалів. Описано корпускулярно-вихрово-хвильовий механізм селективного переносу та водневого зношування в трибосистемах. Встановлено, що властивості сервовітової плівки (СОП) в режимі селективного переносу забезпечуються процесами колапсу в системі збурень. Аналогічні процеси при вихрово-хвильовому перенесенні атомів водню в металах призводять до зношування і руйнування поверхневого шару тертя.

З вищесказаного можна констатувати, що на шляху прогнозування довговічності вузлів тертя, які працюють в умовах контактного навантаження, лежить рішення ряду важливих завдань, в тому числі:

1. В залежності від розрахованих максимальних нормальних та дотичних навантажень, потрібно знайти оптимальну форму контакту з його еквівалентними механічними властивостями з урахуванням положення зон частого руйнування поверхонь за глибиною та за напрямом кочення і зробити експериментальну перевірку отриманого рішення.
2. Врахувати вплив деформацій поверхонь кочення при зміні контактних напружень в процесі тертя.
3. Визначити необхідні параметри матеріалів: приведений модуль пружності, мікротвердість, шорсткість контактних поверхонь для конкретних вузлів тертя.

1.2. Механізм протікання мікро-ЕГД режиму мащення та вплив шорсткості контактних поверхонь.

Довговічність вузлів тертя залежить від режиму мащення його контактних поверхонь. Для забезпечення надійної роботи підшипникових вузлів тертя, Герсі й Штрібеком [168] була запропонована діаграма зміни

процесу тертя в підшипнику ковзання, яка показана на рис. 1.1, і визначає залежність коефіцієнта тертя f від числа Зоммерфельда $\eta \cdot \omega / p_m$, що характеризує режим роботи підшипнику в умовах рідинного (зона 3), змішаного (зона 2) і граничного (зона 1) тертя. Максимальне значення коефіцієнту тертя відповідає режиму напівсухого тертя. Діаграма дозволяє також визначати доцільні значення динамічної в'язкості η , швидкості обертання ротору ω і питомого навантаження p_m проєктованих підшипників.

Герсі і Штрибек (див. рис. 1.1) чітко розділили тертя для підшипникових вузлів на рідинне, змішане, граничне і напівсухе.

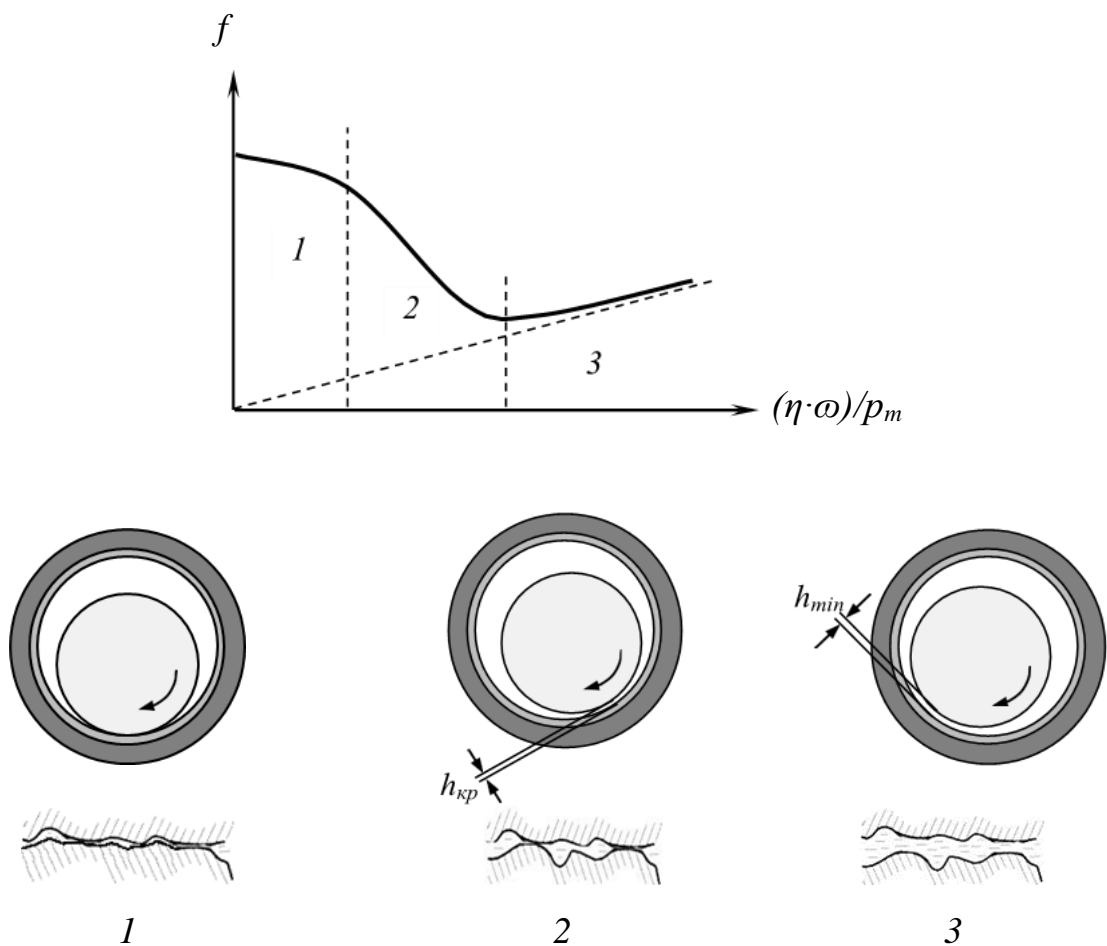


Рис. 1.1. Діаграма Герсі – Штрибека: 1- зона граничного тертя;
2 – зона змішаного тертя; 3 – зона рідинного тертя.

При рідинному терті поверхні валу та підшипнику розділені суцільною мастильною плівкою; безпосереднє тертя між металевими поверхнями валу і

підшипнику - відсутнє. Коефіцієнт тертя при рідинному мащенні незначний (0,005-0,00005), витрати на тертя і тепловиділення в підшипнику невеликі. Зносу металевих поверхонь при цьому практично не відбувається, тому рідинне мащення є найсприятливішим для роботи підшипнику [133].

Обов'язковою умовою рідинного тертя є інтенсивне і безперервне постачання мастильного матеріалу в зони мащення у підшипник. Гідродинамічний тиск в мастильному шарі утворюється внаслідок появи підйомної сили між поверхнями валу та підшипнику, необхідного для сприйняття діючих на підшипник навантажень і запобігання безпосереднього контакту між металевими поверхнями. Відповідний гідродинамічний тиск створюється при ексцентричному положенні валу в підшипнику внаслідок безперервного нагнітання мастильного матеріалу до звужувального зазору. Цей самопідтримний процес створення гідродинамічного тиску в плівці мастильного матеріалу характеризується гідродинамічним режимом [253].

При рідинному терті підшипники ковзання мають здатність саморегулювання при коливаннях робочого режиму, і таким чином, вони стабільно працюють в широкому діапазоні режимів завдяки залежності в'язкості від температури $\eta = f(T)$. При підвищенні питомого навантаження зменшується зазор та коефіцієнт тертя f , внаслідок чого, температура в робочій зоні T зменшується, а в'язкість η - зростає. В результаті, режим роботи підшипника повністю або частково відновлюється. Якщо температура в робочій зоні підшипнику підвищується, то в'язкість η падає, зменшується коефіцієнт тертя f і встановлюється новий стан рівноваги. Таким чином, в'язкість η у виразі $\eta \cdot \omega / p_m$ грає роль регулятора, який прагне відновити його первинне значення.

Коефіцієнт тертя f досягає мінімуму в той момент, коли мастильний шар екранує шорсткість контактних поверхонь. Встановлюється новий режим мащення – еластогідродинамічний (ЕГД), який характеризується оптимальною товщиною мастильного шару з точки зору мінімальних витрат

на подолання сил в'язкого тертя та мінімального тертя та зносу металевих поверхонь.

Для забезпечення оптимального ЕГД-мастильного шару робочі умови варто вибирати так, щоб у заданій системі співвідношення між товщиною та шорсткістю контактних поверхонь дорівнювало трьом (правило трьох сигм) [85]. Як вказується в роботі [85], відмова систем з ЕГД-мастильним шаром настає, коли виконуються:

- 1) необхідна умова розриву ЕГД-мастильного шару;
- 2) додаткова умова розриву поверхневих шарів.

Необхідність забезпечення повноцінних умов рідинного тертя з метою уникнення зношування поверхонь тертя спонукало до проведення дослідження з позицій дотримання необхідної умови розриву ЕГД-мастильного шару. Що ж стосується додаткової умови розриву поверхневих шарів, то її вивченню присвячена багато кількість сучасних робіт [227,228,250,256 – 258,280].

Важливе значення в технології мащення навантажених деталей мають умови утворення ЕГД-мастильного шару, при яких тиск істотно впливає на деформації контактуючих тіл, тобто на форму мастильного шару і в'язкість мастильного матеріалу. Зміни пружних деформацій і в'язкості зі збільшенням тиску дозволяють застосувати гідродинамічну теорію до пояснення механізму мащення підшипників кочення, зубчастих передач тощо, де має місце зосереджений контакт тертя (неконформні вузли тертя).

ЕГД-теорія з'явилася як узагальнення класичної теорії гідродинаміки при обліку умов контакту (за контактено-механічними аспектом), що впливають на властивості мастильного матеріалу і деформацію контактуючих деталей. При цьому визначаються форма контакту і товщина мастильного шару та її несуча здатність.

Перші теоретичні дослідження в цій області були виконані авторами [32,184-187,219-221], які запропонували відповідні методики розрахунку.

Останнім часом ЕГД-теорія тертя вивчалась в численних закордонних і

вітчизняних теоретичних роботах, а також в експериментальних працях, переважна кількість яких у розглянутій нами ділянці кочення поки ще відносно невелика. До основних на тему ЕГД-тертя при коченні можна віднести роботи [101-103,171-174,222-226].

Першими роботами з еластогідродинаміки локального контакту були дослідження, проведені автором [219-221], який уточнив умови утворення рідинної плівки між поверхнями ковзання і кочення та розподіл тиску в мастильному шарі в цих умовах. Було встановлено, що максимальний тиск у центральній частині мало відрізняється від розрахованого по Герцу, але на виході утворюється різкий пік тиску, що іноді значно перевищує тиск у центральній частині контакту. Існування цього піку підтверджено експериментально в [206,235,241] тощо. Було встановлено, що утворення піку тиску на виході з контакту спричиняє суттєве зменшення нормальної деформації на виході із контакту у зв'язку з відсутністю "підтримуючого" тиску за межами контакту. Причому даний пік створює різко виражену концентрацію напружень у поверхнях тертя, що позначається на виникненні та характері розвитку втомлених тріщин.

При вивченні умов утворення ЕГД-мастильного шару в точковому контакті кулі із площиною значну роль відіграли праці [85,276-277], що розробили нові оптичні методи дослідження для цього випадку. При порівнянні результатів вимірювань з вимірюваннями, проведеними іншими методами, а також із результатами розрахунків, виконаними авторами [184, 186-187], було отримано безпосереднє підтвердження існування мастильної гідродинамічної плівки при "точковому" контакті деталей трибомеханічних систем.

В роботі [200] проаналізовано кінематику зміни мінімальної та центральної товщин плівки на контактах в умовах ЕГД мащення від колових до широких еліптичних контактів. Показано, що вже для помірної еліптичності мінімальна товщина плівки знаходиться на центральній лінії контакту, а не на бічних ділянках, як для колового контакту. У таких

випадках товщину плівки можна порівнювати з еквівалентною формою лінійного контакту з тим же тиском Герца, радіусом кривини, швидкістю і реологічними параметрами оливи. Автори даної роботи представили формулу для прогнозування центральної товщини плівки в еліптичних контактах з використанням формул прогнозування для лінійного і колового контактів як граничних випадків, а також результати чисельних розрахунків щодо врахування зміни товщини плівки в залежності від еліптичності. Формула дає точне визначення товщини центральної плівки в усьому діапазоні еліптичності.

Сучасний стан ЕГД-мащення показує, що процес утворення ЕГД-мастильного шару вивчений досить добре, і товщини таких шарів можуть бути розраховані з великою точністю. У цей час проводяться дослідження окремих питань еластогідродинаміки і пошуки пояснення розбіжностей між теорією та експериментом. Значна увага приділена застосуванню принципів еластогідродинаміки до встановлення найбільш сприятливих умов роботи елементів машин. Однак на практиці умови роботи часто далекі від ідеальних, які передбачаються в більшості теоретичних та експериментальних дослідженнях. Нерідко ігнорується важливий практичний фактор, а саме подача та розподіл оливи в межах контакту. Режим мастильного голодування [172], що часто існує на практиці, але не завжди передбачений у теорії, може вплинути на товщину мастильного шару – основну характеристику ЕГД-контакту, що визначає мастильну здатність мастильних матеріалів, і таким чином, на зносостійкість поверхонь тертя.

У результаті досліджень, представлених в [225], встановлено, що на практиці у режимі мастильного голодування товщина мастильного шару зменшувалася у випадку чистого кочення до величини не меншої 70 % товщини при рясному мащенні, а при чистому ковзанні – до 48 %.

Автор [143] у мастильному голодуванні вважав головним чинником - зниження опору коченню після деякого максимуму. Причини обмеженої подачі були виражені скиданням оливи відцентровими силами, і частково –

зниженням в'язкості оливи у зв'язку з підвищенням температури в мастильному шарі оливи. З'ясувалось, що в результаті мастильного голодування оливи і зменшення товщини мастильного шару, рідинне тертя плавно переходило в змішане, а потім у граничне з відповідним зниженням опору коченню. Крім того, було встановлено, що мастильне голодування знижує тепловідведення і цим підсилює збільшення температури в зоні контакту, що також сприяє зниженню в'язкості оливи.

Значний внесок у вивчення цього явища зробили автори [276-277], які з використанням інтерференційного методу вимірювання тонких мастильних шарів одержали достовірну картину розвитку цього процесу, що дозволило обґрунтовано підійти до дослідження механізму мастильного голодування.

В роботі [196] аналізується закономірності зміни коефіцієнту тертя в умовах мастильного голодування, як функція дефіциту тертя для лінійного контакту з використанням аналітичних та чисельних інструментів. Автори показали, що коефіцієнт тертя в умовах рідинного тертя, має високі числа Зоммерфельда (в'язкість-швидкість/навантаження, див. рис. 1.1) та надали оптимальне рішення для даного випадку. Таким чином, коефіцієнт тертя можна спрогнозувати як функцію вищезгаданого числа. Для дуже низьких чисел Зоммерфельда контактна взаємодія призводить до збільшення коефіцієнту тертя при переході до режиму змішаного тертя. Незважаючи на те, що в режимі рідинного тертя існує характерний низький коефіцієнт тертя, то як показали автори роботи [196], в режимі мастильного голодування ситуація стає більш складною. За їх дослідженнями, коефіцієнт тертя стає вищим в умовах мастильного голодування, і відповідний коефіцієнт вже починає залежити від ступеню мастильного голодування. У цій роботі [196] також проаналізовано вантажопідйомність, коефіцієнт тертя Пуазейля та коефіцієнт тертя Куетта в залежності від ступеню голодування. Показано, що сила тертя Пуазейля зменшується найшвидше при голодуванні, і тільки за нею йде вантажопідйомність, і, нарешті, складова Куетта зменшується найповільніше з усіх інших складових. Як наслідок, у коефіцієнті тертя при

ковзанні в умовах мастильного голодування вже домінує складова Куетта. В результаті було наведено рівняння для тертя в залежності від ступеню мастильного голодування.

На термін служби підшипників кочення суттєво впливає утворення мастильної плівки в ЕГД-контактах в умовах мастильного голодування. На формування товщини в локальній зоні ЕГД контакту впливає реологічна ознака мастильного матеріалу. Якщо в зоні змащеного ЕГД контакту присутня неньютонівська рідина, наприклад консистентне мастило, то товщина мастильного шару може суттєво відрізнятись від товщини плівки при мащенні ньютонівської рідини. Таким чином, оцінку терміну служби підшипників, що змащуються консистентним мастилом, які зазвичай не є повністю залитими, використовують властивості базової оливи в умовах повного занурення. Отже, це припущення призводить до переоцінки товщини плівки для швидкостей обертання в діапазоні мастильного голодування, що може призвести до невизначеності в конструкції підшипнику. Автори роботи [229] продемонстрували, що при високих швидкостях обертання, тобто при високих частотах кочення, ймовірним є виникнення мастильного голодування через недостатню подачу мастила за рахунок поповнення за тілом кочення. Тому, основна увага в цій роботі приділялась дослідженню впливу частоти кочення, а отже, і часу поповнення, на формування мастильної плівки в зоні ЕГД контакту в умовах мастильного голодування, що були змащені консистентним мастилом. Вимірювання товщини плівки проводили на трибометрі "куля - диск", який було розширено за рахунок додавання другого зразку кульки перед вимірювальною кулькою. Змінюючи кутову відстань між двома контактами, автори контролювати витіснення мастила і, таким чином, визначали вплив часу поповнення на формування плівки. Відповідні дослідження авторів роботи встановили більш глибоке розуміння механізмів мащення неньютонівською рідиною щодо оптимального поповнення мастильними матеріалами ЕГД контактів в умовах мастильного голодування.

У більшості теоретичних робіт, присвячених визначенню основних властивостей ЕГД-мастильного шару, викладено припущення про ідеальну гладкість контактуючих поверхонь. Тому в експериментальних дослідженнях, спрямованих на підтвердження теоретичних даних, використовувалась мінімально можлива шорсткість відносно товщини мастильного шару або радіусу кривини контактуючих поверхонь.

В роботі [260] представлено дослідження гідродинамічного лінійного контакту зі змінним мастильним шаром на вході. Мастильні шари змінної товщини, ймовірно, виникають у контактах поршневих кілець з гільзою циліндра. Авторами припускається, що мастильний шар має синусоїдальну форму з визначеною довжиною хвилі в напрямку, перпендикулярному до напрямку руху. Контакт був змодельований в режимі чистого кочення. Автори виділили дві найширші зони: центральну зону з сильним зношуванням навколо мінімуму синусоїди, та зону з мінімальним зношуванням навколо максимуму синусоїди. За висновком автору, розподіл оливи на вході в контакт суттєво впливає на рівень гідродинамічного тиску, коли частина оливи, присутнього в зоні з низьким дефіцитом, переноситься в зону з великим дефіцитом. Для полегшення пояснення ефективності поповнення оливою, авторами був введений параметр ER . Результати показали кінетику перетікання оливи в залежності від умов експлуатації, тобто швидкості, навантаження і товщини мастильного шару, а також довжини хвилі розподілу оливи. Крім того, авторами було визначено кількість обертань, що необхідно для досягнення повного перерозподілу оливи в контакті. Також автори випробовували текстуровані поверхні з хонінгувальною (перехресною) сіткою. Автори показали, що відповідна поверхня зменшувала кількість обертань, необхідних для досягнення повного перерозподілу оливи в контакті. Таким чином, авторами був підібраний оптимізований малюнок поверхні, який зменшив ризик настання мастильного голодування.

Детальне розуміння ЕГД мащення шорстких поверхонь стало важливою

проблемою, оскільки відношення товщини плівки до шорсткості поверхні зменшується. Нещодавно було визнано, що шорсткість всередині ЕГД контакту може відрізнятися від шорсткості зовні контакту через пружну деформацію. Автори роботи [252] припустили, що першим кроком до розуміння деформації реальної шорсткої поверхні є детальне вивчення зменшення амплітуди гармонічних коливань. Для задачі лінійного контакту автори показали, що деформована амплітуда гармонічних коливань (хвилястість) залежить від початкової амплітуди коливань, її довжини хвилі та умов роботи контакту, включаючи відношення ковзання до кочення. Зменшення амплітуди можна повністю описати одним безрозмірним параметром. Для задачі точкового контакту показано, що деформована амплітуда ізотропної хвилястості залежить від початкової амплітуди коливань, її довжини хвилі та умов роботи контакту. Знову ж таки, зменшення амплітуди можна повністю описати одним безрозмірним параметром. Представлені авторами співвідношення для лінійного і колового контактів можуть бути використані як основа для модифікованого параметру, який прогнозує зв'язок між реальним відношенням товщини плівки до амплітуди всередині ЕГД контакту. Авторами також наведено чисельний приклад розрахунку деформації.

Кількісна оцінка закономірностей зміни шорсткості поверхні в контактах є важливим кроком у процесі прогнозування втоми. Поверхні спочатку формуються в процесі припрацювання [195], а потім змінюються під впливом поверхневої втоми. Автори цього дослідження показали, що можна прогнозувати еволюцію форми контакту. Чисельні прогнози підтвердились експериментами. Основною складністю в розумінні деградації поверхні є вимірювання еволюції шорсткості поверхні у відповідних масштабах. Для такого роду аналізу була спеціально розроблена дводискова мікротестова установка [195], яка дозволяє "на місці" спостерігати за змінами на поверхні диску під час перерваних випробувань без демонтажу зразків, уникаючи неточності. Новий метод також зберігав взаємне розташування

двох дисків. Точність вимірювань дозволила авторам використовувати початкову геометрію поверхні як вхідні дані для чисельного розрахунку контакту. Таким чином, пластичну деформацію поверхонь автори вимірювали під час перших циклів і порівнювали з числовим прогнозом. Результати показали задовільне узгодження між числовими прогнозами та експериментальними вимірюваннями.

На сьогоднішній день контактна втома кочення, в основному, спричинена відмовами, що виникають на поверхні. Цей тип руйнування часто пов'язаний з поверхневими дефектами, такими як вм'ятини внаслідок забруднення оливою або фінішної обробки поверхні [261], де автори відповідного дослідження показали, що шорсткість поверхні впливає як на ризик руйнування ЕГД плівки, так і на рівень контактних напружень у приповерхневих шарах. В даній роботі автори розробили аналітичну модель з використанням швидкого перетворення Фур'є (FFT) для оцінки збільшення тиску через профіль шорсткості за умови пружного сухого контакту. За допомогою цього методу було визначено поле тиску і розподіл контактних напружень для шорстких поверхонь. Крім того, відповідна модель дозволяє визначити найбільш небезпечні довжини хвиль і/або амплітуди шорсткості. Авторами були виготовлені шарикопідшипники з двома різними типами шорсткості поверхні. Профілі шорсткості були виміряні до і після припрацювання і використані при моделюванні для оцінки максимального рівня напружень зсуву, що виникають в поверхневих шарах. Потім відповідні шарикопідшипники були випробувані на втому до руйнування. Умови експлуатації були репрезентативними для автомобільних випробувань. Виявлені пошкодження були чітко зафіксовані на поверхні. Авторами було також запропоновано аналіз впливу шорсткості поверхні на пошкодження, що виникають у підшипниках кочення. Експериментальне зменшення втомної довговічності було пов'язане з числовими результатами.

В роботі [278] було чисельно досліджено вплив пружної деформації в зоні мікро-ЕГД (тонкоплівковому) контакті. Авторами розв'язувалось одновимірне рівняння Рейнольдса з урахуванням залежності в'язкості від

тиску та пружної деформації поверхні ковзання в локальному контакті «площина-площина». Область контакту складалася з нерухомої жорсткої поверхні з синусоїдальними хвилями та амплітудою в кілька нанометрів і рухомої плоскої піддатливої поверхні. Отримані чисельні результати показали, що мала амплітуда шорсткості порівняно з усередненою товщиною плівки впливає на розподіл тиску в мікро-ЕГД мастильному шарі. Було встановлено, що зменшення шорсткості та затування хвилі шорсткості відбувається за рахунок пружної деформації, індукованої локальною генерацією тиску.

Автори роботи [271] показали вплив шорсткості, особливо її ширини та орієнтації, на тертя у ЕГД та змішаному режимах мащення, що були охарактеризовані за допомогою кривих Герсі-Штрибека (див. рис. 1.1). Сила тертя з поверхнями мікронерівностей були пов'язані з оптичними вимірюваннями розподілу товщини плівки всередині контакту і порівняні з даними для гладкої поверхні. Для ЕГД режиму мащення результати показали відсутність загальної модифікації тертя. Але, в цьому режимі локальна товщина плівки сформувалась при критичній верхній ширині меншою, ніж для гладкої поверхні, що приводило до зсуву та переходу від ЕГД до змішаного режиму мащення. Автори показали, що для змішаного режиму мащення характерно набагато вищі і вузчі вершини мікронерівностей, ніж для гладкої поверхні, які викликають більш суттєвий опір зсуву та силу тертя. Авторами було встановлено, що орієнтація мікронерівностей не змінює суттєво силу тертя, але поперечні впадини (перпендикулярні напрямку руху) дозволяють утворитися локальним лункам у змішаному режимі, які місцево підвищують ефективність мащення.

Пара кулачок-штовхач є одним з найважливіших неконформних вузлів двигуна і визначає його загальну продуктивність. У порівнянні з сучасними автомобільними двигунами, що використовують штовхачі кочення-ковзання для передачі швидкого підйомного руху кулачка вгору-вниз для відкриття і закриття впускних і випускних клапанів двигуна, плоскі штовхачі часто

схильні до втомного руйнування. При розбиранні пошкодженого двигуна незмінно виявляють значні вибоїни у штовхачі. У роботі [275] виконано теоретичне моделювання впливу шорсткості поверхні на трибохарактеристики пари ексцентрик-штовхач. Авторами було встановлено, що мікронерівності на плоскій поверхні штовхача генерують флуктуації тиску, товщини плівки і розподілу температури. Коливання тиску призводять до виникнення альтернативних напружень в підповерхневій зоні поверхні металу. Авторами було досліджено періодичні зміни тиску, мінімальної товщини плівки і теплового підйому за допомогою зміни ексцентриситету і довжини хвилі шорсткості. Результати дають змогу пояснити швидко появу тріщин або навіть повне руйнування у трибопарі кулачок - плаский штовхач.

Подальше зменшення товщини мастильного шару може призвести до розривів мастильного шару та безпосереднього металевого контактування поверхонь [198]. При таких умовах відбувається перехід від рідинного до змішаного тертя. Для змішаного режиму мащення характерно порушення суцільності плівки, коли поверхні валу та підшипнику торкаються своїми мікронерівностями на окремих ділянках контакту.

З метою підвищення зносостійкості та ефективності мащення, дієвим засобом є встановлення межі переходу від рідинного тертя (умов ЕГД режиму мащення, що є пограничним) до змішаного режиму тертя. Відповідний режим буде характеризуватись мікро-ЕГД умовами тертя, при якому товщини мастильного шару будуть практично розмірні з висотами мікронерівностей металевих поверхонь [209].

В останні часи, незначна кількість дослідників зосередили свою увагу на мікро-ЕГД мащенні (в зарубіжній літературі: частково пружно-гідродинамічному – ЧПГД режимі), але тільки у декілька робіт [119,145,179,205], вивчений вплив шорсткості на товщину мастильного шару. В роботі [205] використана стохастична модель гідродинамічного мащення і отримано спрощене рішення Грубіна для одномірної тільки поперечної або тільки

поздовжньої шорсткості. У відповідній роботі [205] побудоване також чисельне рішення для вхідної половини лінійного контакту в умовах ЕГД мащення, при якому застосовувалось стохастичне рівняння Рейнольдса для випадку тільки поздовжньої шорсткості і відношення між силами та переміщеннями, складені на основі статистичних даних для однієї пари шліфованих дисків. Для більш важких умов двомірної шорсткості, автори [271] розробили модель усередненої течії з метою визначення характеристик ЕГД мащення лінійного контакту, виходячи з рішення рівняння Рейнольдса. Метод рішення був схожий на метод у роботі [205], а результати вивчення впливу шорсткості на товщину мастильного шару в центральній області контакту отримали підтвердження в роботі [261]. В роботі [205] побудоване повне чисельне рішення задачі мікро-ЕГД (ЧПГД) мащення для всього лінійного контакту на основі моделі усередненої течії Патира-Чжена. Однак, отримані результати мають суттєві відмінності від результату роботи [145]. Усі відзначені вище рішення відносяться лише до умов контакту вздовж лінії, але щодо питання побудови математичної мікро-ЕГД моделі для точкових контактів, роботи практично відсутні.

Особливості мікро-ЕГД контакту тертя [208] характеризуються подібними ЕГД умовами: впливом пружних властивостей матеріалу та характерною залежністю в'язкості від тиску та впливом стисливості мастильного матеріалу. Але, для мікро-ЕГД умов тертя важливим є також вплив механічних властивостей поверхонь (величиною і положенням локалізації максимальних дотичних напружень на деякій глибині) та рівня шорсткості контактних поверхонь, оскільки виникають дискретні ділянки контактного тиску матеріалу, що починають досягати рівня гідродинамічного тиску мастильних шарів, які зменшують рівень підйомної сили та в'язкого тертя в зазорі мастильного шару [271].

На сучасному етапі розвитку трибології недостатньо вирішених прикладних завдань щодо визначення максимальних контактних напружень та деформацій, які генеруються на дискретних ділянках у підповерхневій зоні фрикційного контакту, які необхідні для проведення адекватної оцінки напружено-

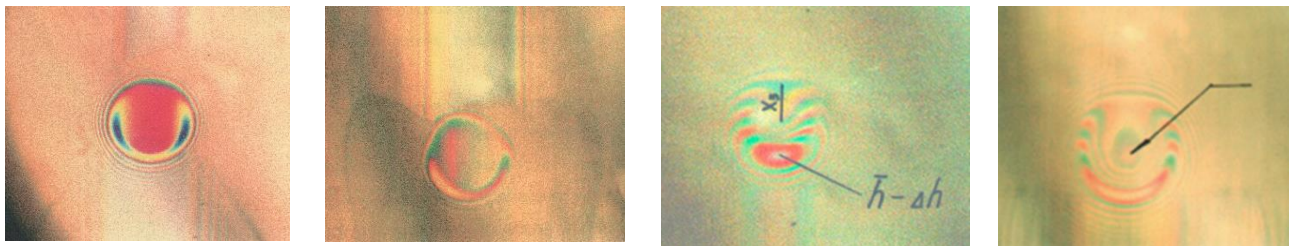
деформованого стану реальних контактних поверхонь тертя у фактичних зонах частого руйнування за глибиною та вздовж напрямку кочення. Відповідна оцінка напружено-деформованого стану поверхонь тертя надасть можливість підбирати оптимальну форму контакту за відповідними еквівалентними механічними властивостями. Проблема складає в тому, що існуючі розрахунки оцінки напружено-деформованого стану поверхонь тертя ґрунтуються на вирішенні контактної задачі Герца, в яких форми контакту розраховуються, а не вимірюються. Але, у реально змашених неконформних вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, реально виміряна форма контакту суттєво відрізняється від розрахункової форми контакту.

Таким чином, відповідні розрахунки задачі Герца за розрахованими даними форми контакту, можуть суттєво спотворювати результати, наприклад, для умов недостатнього мащення при змішаному терті, коли фактична форма контакту (рис. 1.2 б) суттєво відрізняється від форми контакту (рис. 1.2 а) в умовах стійкого мікро-ЕГД мащення при рідинному терті. Насьогодні, реальну фактичну форму контакту можна виміряти тільки методом оптичної інтерферометрії.

В екстремальних умовах роботи неконформних вузлів тертя, яке пов'язано з виникненням недостатнього мащення при низькотемпературному режимі, коли мастильний матеріал не встигає потрапляти в зону контакту та вчасно зрелаксувати в зоні на виході з контакту у зв'язку з проявом неньютонівських властивостей мастильних шарів, зона (западина) мінімальної товщини (див. рис. 1.3 а) зміщується до центральної області контакту і формує другу западину вже у центральній області контакту (див. рис. 1.3 б), як показано на мікроінтерферограмах, що були зроблені методом оптичної інтерферометрії. Відповідні западини товщини плівки впливають на закономірності утворення гідродинамічного та контактного тисків.

Порушення стійкого мікро-ЕГД мащення настає, коли ефективність мащення характеризується переважанням контактного тиску P'_a на дискретних ділянках контакту над гідродинамічним тиском P'_f мастильного

шару (рис. 1.4), тобто, коли $P'_a > P'_f$, але при цьому сумарний тиск P не перевищує критичного значення тиску $P_{кр}$. Перевищення сумарного тиску P на ΔP (величину несучої здатності) може призвести до розривів мастильного шару і до появи задиру. Товщина мастильного шару в зоні мікро-ЕГД контакту при змішаному терті неконформних вузлів тертя (див. рис. 1.4) має певні особливості, що відрізняє її від товщини ЕГД мастильного шару при рідинному терті, а саме, характерну западину в центральній області контакту згідно мікроінтерферограми (див. рис. 1.3, б), що виникає в умовах недостатнього мащення.



а)

б)

Рис. 1.2 а, б. Мікроінтерферограми фактичної форми точкового контакту підшипникового вузла в умовах стійкого мікро-ЕГД мащення (рідинного тертя) - (а) та недостатнього мащення (змішаного тертя) - (б).

а)

б)

Рис. 1.3 а, б. Мікроінтерферограми мікро-ЕГД зони точкового контакту підшипникового вузла з характерним зміщенням (а) та формуванням западини (б) товщини плівки в центральній області контакту у низькотемпературному режимі.

При формуванні характерної западини профілю товщини мастильного шару в центральній області контакту $h_{МЕГД}$, що показана на рис. 1.4, спостерігається суттєве збільшення тиску $P_{МЕГД}$ за Герцом відносно другого піку тиску (Петрусевича), що може бути вище критичного значення на величину несучої здатності плівки ΔP , тобто коли $P_{МЕГД} > P_{кр}$.

Характерний місцевий сплеск (пульсація) контактного тиску від виступів мікронерівностей на дискретній ділянці в центральній зоні мікро-ЕГД контакту

пов'язане з відповідним переміщенням і формуванням другої западини товщини мастильного шару в центральній області контакту, що може призвести до розриву мастильного шару у відповідній зоні пульсації тиску.

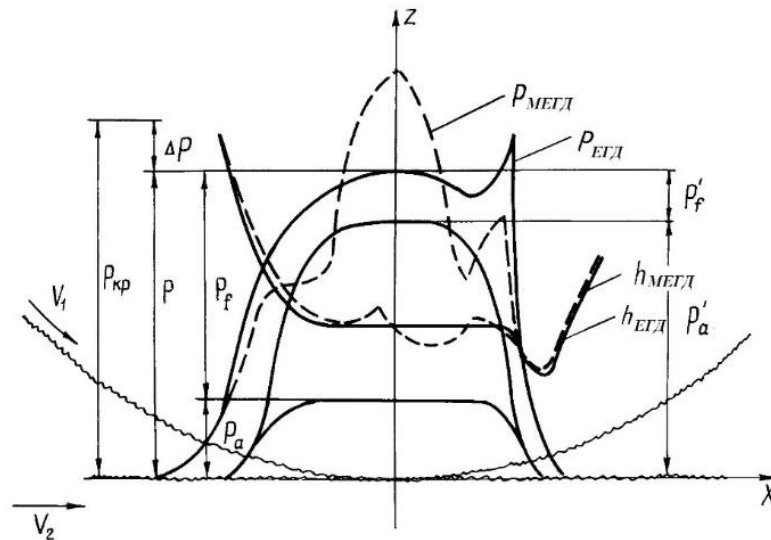


Рис. 1.4. Розподіл тиску і товщини мастильного шару для ЕГД та мікро-ЕГД умов мащення: ΔP – несуча здатність контактних поверхонь; $P_{кр}$ – критичний тиск; P_f ; P'_f – гідродинамічний тиск ЕГД і мікро-ЕГД мастильних шарів; P_a ; P'_a – контактний тиск ЕГД і мікро-ЕГД мікронерівностей; h_{EGD} ; h_{MEGD} – товщини ЕГД і МEGД-мастильного шару [245].

В екстремальних умовах роботи підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ, має місце взаємодія між виступами мікронерівностей при певній товщині мастильного шару, що пов'язане з недостатнім мащенням у зв'язку з нестационарним режимом тертя та/або проявом неньютонівських псевдопластичних (аномальних) властивостей мастильного шару в зоні контакту за реологічною ознакою. В цих умовах виникатимуть мікрокліни (див. рис. 1.1, зона 2), для яких необхідно формувати оптимальні за товщиною мастильні шари, які викликатимуть гідродинамічний тиск P_f задля підвищення підйомної сили шляхом збільшення швидкості кочення або використання мастильного матеріалу з оптимальними реологічними властивостями, щоб довести режим мащення до стійкого мікро-ЕГД режиму з дотриманням умови $P_{MEGD} < P_{кр}$.

Таким чином, в нестационарних умовах тертя в режимі «stop-and-go» («пуск-зупинка»), перехід від рідинного до змішаного тертя і, навпаки, є **неминучим процесом**, що залежить від вчасного та регулярного постачання мастильного матеріалу в зону контакту. Вчасне та регулярне постачання мастильного матеріалу в зону контакту дуже складно реалізувати на практиці. У зв'язку з цим, прийнявши відповідний неминучий процес недостатнього мащення в екстремальних умовах роботи, питання реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення розглядається за комплексним підходом щодо підвищення ефективності мащення і зносостійкості пар тертя.

В іншому випадку, буде мати місце прояв аномальної поведінки мастильного шару за рахунок появи пульсацій тиску. В роботі [249] було досліджено вплив поля теплопередачі на аномальне плівкоутворення в умовах мікро-ЕГД мащення. Методом оптичної інтерферометрії вивчались форми плівок рідин між прозорим диском і сталевій кульки у відбивному світлі. Автори використовували жирний спирт 1-додеканол як репрезентативну рідину для отримання аномальних форм плівок. Сапфіровий і скляний диски, які мають різну теплопровідність, використовували як прозори поверхні з різним коефіцієнтом відбивної здатності. Експерименти проводили, змінюючи навантаження, умови ковзання за кінематичною ознакою та температурою навколишнього середовища. Температуру плівки рідини оцінювали за коефіцієнтом заломлення. Розраховану температуру і максимальний тиск Герца порівнювали з фазовою діаграмою 1-додеканолу, отриманою за допомогою алмазного індентору при дослідженні фазового стану мастильного шару. Було виявлено, що аномальна форма плівки стабільно формується у твердому стані згідно отриманої фазової діаграми. В той же час, автори зафіксували унікальні характеристики руйнування мастильного шару при збільшенні частки ковзання та навантаження і утворення рідиноподібного стану при збільшенні товщини мастильного шару плівки в режимі мікро-ЕГД тертя.

В роботі [192] досліджувалися відповідні пульсації тиску при дії контактних підповерхневих напружень в умовах змішаного тертя, де було

встановлено, що амплітуда і частота цих пульсацій залежить від частоти та амплітуди хвиль мікронерівностей контактних поверхонь. Причому, було визначено, що амплітуда пульсацій контактного тиску підвищується зі збільшенням довжини хвилі мікронерівностей. Таким чином, для даного випадку було підтверджено існування режиму мікро-ЕГД (пружно-пластичного) мащення з характерною пульсацією контактного тиску і западиною товщини мастильного шару в центральній зоні контакту.

На сучасному стані прогнозування товщини плівки у тонких еліптичних контактах, з'являються роботи, подібні [273], де переглянуто проблему у так званих вузьких контактах зі зміненою формою контакту. Зокрема, досліджено зміну мінімальної та центральної товщин плівки, а також їхнє співвідношення від зміни навантаження та еліптичності. Показано, що мінімальна товщина плівки має тенденцію до лінійного зменшення зі збільшенням еліптичності, тоді як центральна товщина плівки до певного рівня зменшується дуже повільно, а потім також лінійно зменшується з нахилом, незалежним від герцівського тиску. Встановлено, що відношення центральної до мінімальної товщин плівки не є сталою величиною і сильно залежить від еліптичності та умов навантаження. У цій статті показано, що відношення центральної до мінімальної товщини плівки є лінійною функцією одного безрозмірного параметра, який має фізичний зміст відношення довжини епюри вхідного тиску до відносної ширини контакту. Результати для точкових контактів зі значним коефіцієнтом еліптичності, були корисними для визначення аспектів поведінки мікро-ЕГД («тонких» у авторів [273]) контактів в режимі реального часу для таких параметрів, як деформація хвилястості поверхні. Для цих проблем однопараметрична залежність полегшила розробку простих інженерних інструментів (наприклад, для прогнозування деформації шорсткості). Спостереження в цій статті, щодо співвідношення центральної та мінімальної товщин плівки, відкриває нові перспективи для розробки простого обчислювального інженерного інструменту для прогнозування центральної та мінімальної товщин плівки для мікро-ЕГД-контактів.

Перехід до змішаного тертя зазвичай відбувається при недостатньому мащенні (масляному голодуванні). Коефіцієнт тертя при змішаному режиму мащення починає суттєво зростати з характерним збільшенням тепловиділення в підшипнику. Тому, виникнення змішаного тертя в підшипниках, працюючих при високих обертах, приводить до небезпеки перегріву і виходу вузла з ладу.

Автори роботи [210] зосередили увагу на поведінці мащення еліптичних ЕГД контактів, які знаходяться в стані мастильного голодування. Мастильне голодування регулювалось кількістю оливи, доступного в області входу, яке призводило до утворення ультратонких плівок, ніж для умов рясного мащення. Тому, автори мали можливість прогнозувати початок і ступінь мастильного голодування, а також мати можливість безпосередньо пов'язувати зменшення товщини плівки з умовами експлуатації та властивостями оливи. Метою цієї роботи було дослідження впливу цих параметрів на мастильне голодування. Було застосовано комбінований підхід, що поєднує моделювання та експеримент. Чисельна модель була розроблена на основі раніше запропонованого авторами методу при дослідженні колового контакту. У цій моделі кількість і розподіл оливи в області входу фіксувало початок мастильного голодування і, таким чином, спостерігалось прогнозування руйнування плівки в контакті. Чисельне моделювання авторів для рівномірного шару на поверхні показало, що єдиний параметр, який характеризує довжину входу в контакт для рідинного тертя, визначає поведінку при мастильному голодуванні. Вимірювання товщини плівки в умовах мастильного голодування були проведені для перевірки цієї теорії. Для колового контакту було знайдено відмінне узгодження. Теоретично той самий механізм застосовувався і до еліптичних контактів, однак поведінка спостерігалась більш складною.

Оскільки, змішане тертя переважно є нестійким [209], то воно легко переходить до граничного тертя. Це пов'язане з інтенсифікацією збільшення кількості дискретних ділянок контактного тиску від виступів

мікронерівностей з характерними розривами мастильного шару.

Як було показано в роботі [242], імітуючи роботу високонавантажених зубчастих передач при контакті "кульки по диску", автори реалізували перехід від режимів змішаного і граничного мащення до режиму мікро-ЕГД (пружно-гідродинамічного) мащення. Вони оцінювали різний рівень ізотропної обробки поверхні, щоб виявити вплив на мікро-ЕГД мащення. Випробування за Герсі-Штрибеком (див. рис. 1.1) проводились для вивчення впливу шорсткості на всіх режимах, тоді як випробування на відрив мастильного шару проводились для дослідження впливу припрацювання. Був розроблений підхід 3D-переміщення поверхні, який дозволив вивчати топографію на одній і тій же ділянці до і після випробувань. Відповідні дослідження дозволили знайти детальні зміни топографії на всіх рівнях шорсткості в умовах припрацювання. Було вивчено вплив мікронеоднорідностей, що відіграють ключову роль у відриві мікро-ЕГД мастильного шару, що передують завершенню припрацювання.

В умовах граничного тертя, поверхні валу та підшипнику мають безпосереднє контактування між ділянками великої протяжності. Мастильні шари, що розділяють поверхні тертя, відсутні. При граничному мащенні, мастильна дія характеризується фізико-хімічними властивостями поверхневих шарів, які адсорбуються на металеві поверхні. Коефіцієнт тертя при граничному мащенні суттєво вищий ніж при рідинному терті, але за рахунок модифікування поверхонь хімічно-активними речовинами (ХАР), які утворюють міцні хімічно-модифіковані граничні шари (ХМГШ) при високих температурах, можна попереджати захоплення 1-го роду та значно зменшувати знос контактних поверхонь [43]. Для важконавантажуваних підшипників, виникнення граничного тертя може спричинити перегрів, розплавлення вкладишу (кільця) і холодного заїдання підшипнику [19].

Напівсухе тертя має місце при відносному русі поверхонь без мастильного матеріалу. Оскільки, мастильний матеріал повністю видалити немає можливості (крім тертя у вакуумі), то залишається деяка кількість

мастильного матеріалу у вигляді залишків трибохімічних реакцій, внаслідок чого, тертя називається напівсухим.

Виходячи з вищенаведеного аналізу, для встановлення справжнього мікро-ЕГД режиму мащення, необхідно розглядати вплив механічних властивостей, форми контакту і шорсткості контактних поверхонь на товщину мастильного шару з позиції контактної міцності та руйнування.

1.3. Реологічні та фізико-хімічні аспекти підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя.

Одним з найбільш важливих факторів, обмежуючих довговічність роботи підшипникових вузлів тертя, є втомне пошкодження (пітінг) поверхонь тертя, що виникає в процесі багатократного циклічного навантаження. Оскільки, пошкоджуються саме металічні поверхні, то втому, зазвичай, пов'язують з проблемою стійкості металу. За останні часи накопичився дуже великий досвід щодо суттєвого підвищення втомної довговічності за рахунок контролю величини і типу неметалічних включень, термообробки та введення легованих додатків до основного металу. Хоча для задовільної роботи підшипникових вузлів тертя необхідно поліпшити ефективність мащення, в якому вплив мастильного матеріалу є домінуючим чинником.

В більшості досліджень враховуються лише фізичні властивості мастильних матеріалів. Наприклад, вже давно відомо, що збільшення класу в'язкості оливи зазвичай приводить до підвищення довговічності підшипників. Автори в роботах [115,128] теоретично показали, що застосування малов'язких мастильних матеріалів зменшує довговічність, оскільки такі оливи легше проникають до поверхневої мікротріщини і, таким чином, прискорюють розвиток втоми за рахунок розповсюдження самої тріщини. Але, коли підшипник працює без мастильного матеріалу або з високов'язкою оливою, механізм проникнення мастильного матеріалу до тріщини надає мінімальний вплив щодо зниження довговічності. Той факт, що поверхневі мікротріщини у

вузлах підшипнику можуть утворюватися дуже швидко [128], підтверджує теорію проникнення оливи до тріщини. А. Літмен [117] пояснював таке проникнення впливом гідравлічного тиску оливи.

Розроблена А. Грубіним [34], О. Петрусевичем [137-139], П. Капицею [97], О. Ертелем [183], гідродинамічна теорія мащення визначила умови та закономірності утворення і збереження між контактними поверхнями мастильного шару, який значно збільшує реальну площу контакту за рахунок переходу від контакту шорстких поверхонь до повного фактичного контакту і, тим самим, вирівнюється та зменшується контактний тиск, виступаючи в ролі прошарку, знижуючи небезпеку від задиру і схоплювання поверхонь.

Роль мащення в екстремальних умовах роботи вузлів тертя, тобто, при високих швидкостях та навантаженнях, підвищених температурах, мастильного голодування – детально освітлені в роботі Ю. Дроздова [88]. Автором було відмічено, що неодмінною умовою викришування (пітінгу), є наявність на поверхнях тертя мастильного матеріалу. Поясненням цьому є розклинювальна дія мастильного матеріалу за Б. Дерягіним [37], що зосереджується в мікротріщині, яка відхиляється в сторону від центру контакту. При накатуванні на неї спряженого тіла, тріщина спочатку замикається, а потім, по мірі росту контактного напруження, гідродинамічний тиск в неї збільшується та олива вже працює як гідравлічний клин, викликаючи відділення послабленого об'єму матеріалу.

Цікавим виявився щодо цього питання, експеримент Г. Трубіна в роботі [165]. Пара зубчастих коліс випробовувалась до появи викришування на зубах привідного колеса при односпрямованому обертанні. Надалі, ті ж самі колеса перевертались і працювали вже ненавантаженими профілями зубів за чергуванням напрямку обертання. Сумарна довговічність, в другому випадку, виявилась значно вищою внаслідок стирання шарів матеріалу із зародками тріщин при кожному наступному інтервалі роботи, що утворювались в них на попередньому етапі, оскільки зона накатувалась вже з боку не відкритого

поверхневого, а глибинного (закритого) кінця тріщини, таким чином, видавлюючи з нього оливу.

Важливим аспектом ролі мастильного матеріалу є вплив на величину динамічного навантаження, що виникає внаслідок помилок виготовлення вузлів тертя та спряжених з ними деталей, а також похибки монтажу і недосконалості конструкції. Багатьма дослідниками спостерігалось суттєве підвищення довговічності щодо застосування мастильних матеріалів з високим класом в'язкості [22,155]. Враховуючи розклинювальну дію оливи, можна пояснити важкість проникнення більш в'язкої оливи до поверхневої тріщини. З відповідним поясненням важко погодитись: при високих гідродинамічних тисках в зоні контакту, багатократності та частоті «запресовувань» оливи до тріщини, проникнення її, навряд чи, може суттєво зменшитись навіть при значному збільшенні в'язкості. Тому, більш вірогідною причиною підвищення довговічності, є збільшення товщини мастильного шару і краще демпфування ударів при використанні більш в'язкої оливи.

Для пояснення реологічного та фізико-хімічного впливу мастильного матеріалу залучають теорію ЕГД мащення [86,211,233-234,251,270]. Відповідно до цієї теорії товщина мастильного шару, що розділяє поверхні вузлів тертя, визначається залежністю в'язкості від тиску для мастильного матеріалу. Контакт поверхневих мікронерівностей не виникає, якщо вдається підтримувати достатню товщину мастильного шару – в цьому випадку забезпечується ЕГД режим мащення з довготривалим напрацюванням підшипників. Якщо товщина мастильного шару буде знижуватись до такого рівня, коли починають торкатися мікронерівності контактних поверхонь, то по мірі збільшення частоти контактування, втомна довговічність буде швидко зменшуватися. На даний час, не існує задовільного пояснення, яким чином контакт поверхневих мікронерівностей приводить до втомного пошкодження.

В інших дослідженнях встановлена суттєва різниця щодо втомної довговічності при використанні мастильних матеріалів, які незначно відрізняються за фізико-хімічними властивостями. Наприклад, у випадку

застосування мастильних матеріалів з додаванням води в незначних концентраціях суттєво знижувалась втомна довговічність [180,237,265]. Крім того, було встановлено, що присадки і продукти окислення мастильних матеріалів також змінюють втомну довговічність [262]. Суттєвий вплив хімічного впливу мастильного матеріалу пояснювали протіканням на контактних поверхнях хімічних реакцій, що приводять до виникнення пошкоджень типу водневої крихкості [238,263]. Однак, поверхневі реакції не завжди мають негативний вплив, оскільки деякі утворюючі на контактних поверхнях плівки можуть навпаки підвищувати втомну довговічність [262].

Якщо поверхневі хімічні реакції обумовлюють втомну довговічність при використанні деяких мастильних матеріалів, то взаємодія мастильного матеріалу і металевої контактної поверхні, з якої виготовлені матеріали підшипнику, відіграють важливу роль. В роботі [262] були проведені дослідження з галоїдними присадками, що знижували втомну довговічність підшипників. Але, підвищення довговічності було зафіксовано при використанні в якості базової основи – синтетичної парафінової оливи. Подальші дослідження автору показали, що ароматичні сполучення з незамкнутим кільцем, так само, як і аналогічні їм за структурою - поліфенілові ефіри, мають найгірші протизношувальні властивості в порівнянні з синтетичними парафінами.

В роботі [255] були досліджені реологічні властивості свіжих і відпрацьованих дизельних моторних олів SAE 5W-30 з низьким вмістом сульфатної золи, фосфору і сірки (Low SAPS) за допомогою ЕГД трибometру, а також ротаційних віскозиметрів типу НТНС (High Temperature High Shear), що забезпечують низьку і високу швидкості зсуву. За товщиною мастильного шару, сформованої в ЕГД контакті в діапазоні від 10 до 150 нм, реалізовувалось два типи механізмів мащення в залежності від швидкості кочення. З одного боку, спостерігалось класична поведінка ЕГД мащення з оптимальною динамічною в'язкістю, що вище деякої критичної товщини плівки. З іншого боку, авторами було зафіксовано різке падіння товщини плівки, що є показником нездатності полімерних модифікаторів в'язкості утворювати тонку плівку в межах контакту,

на що вплинуло розміри частинок в складі в оливи. Тобто, автори встановили кореляцію між критичною товщиною плівки і розміром частинок. Таким чином, автори зробили висновок про те, що відпрацьована олива має більш критичну товщину плівки, ніж свіжа олива та за певних умов фрикційні властивості оливи були пов'язані з цією критичною товщиною плівки. Характерною особливістю досліджуваних олив була їх неньютонівська поведінка, яка була виявлена в трибологічних експериментах. Ці спостереження авторів були пов'язані з реологічними вимірюваннями, проведеними при швидкостях зсуву від 10 до 10^7с^{-1} при температурах від 25 до 150°C .

В екстремальних умовах роботи при змішаному терті, хімічна дія з боку мастильного матеріалу та його присадок (хімічно-активних речовин, ХАР або поверхнево-активних речовин, ПАР) суттєво впливає на втомну довговічність [152]. Це відбувається тому, що в умовах змішаного режиму мащення на контактних поверхнях діють дотичні напруження значно більшої величини. Ці сили викликають появу на контактних поверхнях максимальних контактних напружень [272], що стимулюють втому самих поверхонь у приповерхневих шарах, у протилежність втомі, що розвивається під поверхнею. Крім того, хімічні реакції мастильного матеріалу з матеріалом металевих поверхонь суттєво послаблюють стійкість щодо викришування. Однак, деякі присадки навпаки, знижують поверхневі сили і, таким чином, зменшують дотичні напруження, тим самим, підвищуючи втомну довговічність [175].

Автори роботи [262] показали вплив кисню в складі мастильного матеріалу в умовах підвищених температур, що аналогічні рівню впливу протизношувальної присадки. Кисень утворював мастильний шар на межі поверхні, запобігаючи виникненню значних механічних пошкоджень поверхонь тертя і, таким чином, забезпечував достатню довговічність. Таким чином, важливим є врахування якісного складу активних хімічних компонентів в мастильному середовищі для поліпшення структурної пристосовуваності новоутворених модифікованих шарів до конкретних умов роботи [176].

Випробування в умовах тертя кочення з часткою ковзання [254] проводили на дводисковій машині для встановлення впливу різних присадок на втому. Штучні вм'ятини, які були створені за допомогою контактного профілометра Роквелла, були зроблені на більш швидкій поверхні для прискорення явищ втоми. Потім були проведені випробування на чисте кочення з 6,7-% часткою ковзання (відношення ковзання до кочення SRR) з різними оливами (чистою базовою оливою, базовою оливою з досліджуваними присадками та базовою оливою з миючими і протипінними присадками). Авторами було порівняно результати втомної довговічності та морфології відколів. Для зразку з базовою оливою та досліджуваними присадками в умовах тертя кочення з 6,7-% SRR, було проведено аналіз тріщин. Автори використали метод фокусованого іонного променя, де зразок зі сколом розмелювали, щоб виявити поперечний переріз тріщини. Надалі, було зроблено зображення за допомогою вторинної електронної мікроскопії (PEM) та енергодисперсійної рентгенівської спектроскопії (EDX) вздовж досліджуваної тріщини. Були виявлені домішки по вершинах мікротріщин. Оже-електронна спектроскопія виконала профілювання глибини в трибоплівці, що утворилась на поверхні диску. У світлі цих результатів було обґрунтовано домінуючу роль присадок у контактній втомі при коченні з частковим проковзуванням.

У різних механічних системах, таких як автомобільні двигуни, мастильні матеріали за останні десятиліття зазнали значних змін. Нафтові компанії додають все більше і більше присадок, щоб забезпечити оптимальну роботу вузлів тертя двигуна з різною формою контакту, одночасно підвищуючи його продуктивність. Серед них – модифікатори в'язкості у вигляді полімерних присадок, які використовуються для розширення в'язкісно-температурного діапазону (підвищення індексу в'язкості), тобто, забезпечують, з одного боку, підвищення в'язкості при високих температурах, з іншого боку, зниження в'язкості при низьких температурах і, таким чином, роблять криву в'язкість-температура більш пологою. Збільшення в'язкості відбувається при низьких швидкостях зсуву, але при високих швидкостях зсуву полімери менш ефективні,

і в'язкість зменшується. Зменшення в'язкості при високій швидкості зсуву пов'язане з викривленням і вирівнюванням полімерних молекул, а також їх розривом при екстремальних швидкостях зсуву. Таким чином, роль реологічних властивостей наряду з хімічним впливом мастильного матеріалу в умовах змішаного тертя, є також важливим, але все залежить від умов роботи вузлів тертя.

Наприклад, автори роботи [263] вважають, що у більшості випадків, на реалізацію стійкого мікро-ЕГД мащення найбільший вплив мають саме фізичні та реологічні властивості мастильного матеріалу. Реологічні властивості характеризують плинність і деформацію рідини. Для ньютонівської рідини характер плинності визначається тільки в'язкістю. Отже, дослідження характеру зміни в'язкості від температури та тиску є достатнім для повного опису плинності рідини. Але, сучасні оливи можуть проявляти неньютонівські властивості псевдопластичного або пружного характеру (або того та іншого разом). Псевдопластичність характеризується залежністю дотичного напруження зсуву від в'язкості, при якій в'язкість буде зменшуватись при збільшенні швидкості зсуву. Пружні неньютонівські рідини мають, так звану «реологічну історію рідини» або «пам'ять», внаслідок чого в'язкість буде залежати від тривалості дії прикладених напружень [194].

Автори робіт [193,201,254] показали, що при додаванні спеціальних модифікаторів в'язкості з метою збільшення впливу в'язкості від тиску, які за своєю структурою є неньютонівськими рідинами, можна підвищити втомну довговічність. Встановлено, що підвищення довговічності можна досягати збільшенням класу в'язкості і залежності в'язкості від тиску. Але, для деяких типів мастильних матеріалів при збільшенні класу в'язкості, втомна довговічність або не змінюється, або навіть зменшується [194,263,266].

У більш сучасній статті [201] проаналізовано вплив подвійної ньютонівської реології на тиск, тертя і несучу здатність у 2D лінійному контакті при додаванні полімерних модифікаторів в'язкості. Також був вивчений вплив мікрогеометричних особливостей, таких як мікропорожнини.

Вагомі результати представили автори роботи [273] щодо розв'язування ЕГД завдання змащених поверхонь тертя при високих навантаженнях та при низьких швидкостях, причому з урахуванням впливу вхідних та вихідних пограничних шарів, які виникають в зонах, де виникатимуть пульсації тиску. Для режиму пружно-ізов'язкого мащення для відповідних пограничних шарів автори отримали самоподібний розв'язок, що задовольняє локалізовані рівняння. У цій роботі досліджено поведінку пограничного шару в пружно-п'єзов'язкому режимі. Масштаб довжини пограничних шарів в цих зонах, а також масштаби тиску і товщини плівки виражені в безрозмірних параметрах. Зі збільшенням навантаження (зменшенням швидкості) при зростаючому ступені симетрії обертання, тиск змінювався менш ніж на 10 % під кутом менше 45 градусів від напрямку всмоктування досліджуваної оливи. Отримані результати показали додаткове фундаментальне розуміння природи еластогідродинамічного мащення, що дало фізичне обґрунтування висновку про залежність деформації пограничного шару від шорсткості в залежності від "довжини входу". Крім того, відповідні результати допомогли більш ефективним чисельним розв'язкам та вдосконаленню напіваналітичних методів прогнозування для мікро-ЕГД контактів, які базуються на фізично коректній асимптотичній поведінці пограничних шарів в аномальній зоні на виході з контакту, де виникають пульсації тиску.

З точки зору підвищення втомної довговічності, важливий контроль введення відповідної концентрації присадок. Наприклад, якщо вводити поліметакрилати в неконтрольованій кількості, реологічні властивості мастильного матеріалу можуть змінитися до такої міри, що ньютонівська рідина може перетворитися в неньютонівську рідину [268]. Тоді, при високих швидкостях зсуву олива може проявляти себе як псевдопластична або пружна рідина. Прояв неньютонівських властивостей не обов'язково може стосуватися тільки полімерних присадок. В роботі [267] показаний суттєвий вплив протизадирних присадок на реологічні властивості мастильних матеріалів, які були виготовлені відповідно на основі ефіру двохосновної кислоти і парафінової

мінеральної оливи. Крім того, в роботі [262], автором було встановлено, що в умовах мікро-ЕГД мащення, переважним впливом на товщину мастильного шару є як реологічні, так і фізико-хімічні властивості мастильних матеріалів.

Таким чином, для умов мікро-ЕГД мащення необхідно комплексно підходити до врахування впливу реологічних і фізико-хімічних властивостей мастильних матеріалів для вузлів тертя.

1.4. Проблематика вирішення нестационарної задачі в умовах тертя кочення з проковзуванням та тертя ковзання.

Нестационарні режими роботи складають в окремих випадках більше 70% всього часу роботи трибомеханічних систем самого різного класу і призначення [41]. Первинною проблемою при вивченні тертя є контактування дотичних поверхонь. В поняття контактування входить взаємодія поверхонь твердих тіл під дією відносного переміщення і стискаючих сил із врахуванням їх відхилення від ідеальної форми і впливу середовища (гази і мастильні матеріали), що присутнє в зоні контакту [95].

Структура і властивості поверхні визначають багато експлуатаційних властивостей деталей машин і механізмів. В результаті тертя, зношування поверхонь може протікати по-різному, за різною швидкістю, що залежить від багатьох факторів: навантаження на поверхні тертя; величини зазору між поверхнями тертя; твердості і чистоти обробки поверхонь; швидкості відносного переміщення деталей тертя; в'язкості, температури, реологічних властивостей оливи та інші.

При русі автомобіля режими роботи двигуна постійно змінюються. Мають місце так звані нестационарні (несталі) режими роботи [96], що характеризуються постійною зміною частоти обертання колінчастого валу двигуна і навантаження подачі паливо-повітряної суміші до циліндрів. Наявність нестационарних режимів і перехідних процесів, що виникають при цьому, складають технологічну особливість роботи багатьох машин і механізмів.

Нестаціонарні режими тертя виникають в зубчастих передачах в умовах кочення з частковим проковзуванням та у підшипниках ковзання двигунів внутрішнього згорання (ДВЗ) в умовах чистого ковзання, при частих пуск-зупинках та у перехідних режимах, коли частота обертання валу є функцією часу [17,18].

У високооберткових опорах ковзання (ротори турбомашин, відцентрові насоси і компресори) навантаження на вал здійснюється переважно його власною вагою та інерційними силами від нерівноважних мас ротору, в результаті чого, вал відхиляється від положення рівноваги, а центр валу рухається за деякою траєкторією. При цьому, необхідно визначати межі гідродинамічної нестійкості, розробити методику оцінки різноманітних конструктивних рішень, що дозволяють забезпечити гідродинамічну стійкість в усьому діапазоні експлуатаційних режимів роботи опор ковзання.

Проведені дослідження [177] показали, що нестаціонарні режими є переважаючими при експлуатації автомобілів і складають від всього часу руху: біля 95% при інтенсивному міському русі; біля 85 - 90% при русі по ґрунтовим дорогам; 30-35% при русі на замських удосконалених автомобільних дорогах.

За статистикою [15], в залежності від умов експлуатації на кожні 1000 км пробігу припадає 50 пуск - зупинок двигуна. При нестаціонарному режимі роботи двигуна в порівнянні із стаціонарним, інтенсивність зношування компресійних кілець збільшується до 3,5 разів, поршнів – до 2,5 разів. В середньому, знос двигуна зростає у 3-4 рази.

Виходячи з цього, для нестаціонарних режимів роботи ДВЗ, необхідно враховувати швидкість прискорення, навантаження, кількість пусків і зупинок, температурні умови.

В останні часи, існує думка про те, що суттєве зношування поверхонь тертя спостерігається в період пуск-зупинка. Так, С. Венцель [16] вказував, що від 60 до 70% зношування пар тертя двигуна відбувається за пусковий період. В період пускового режиму, стан мастильного шару на поверхнях тертя може змінюватись таким чином, що буде відбуватися спочатку перехід від гідродинамічного до

змішаного режиму, і надалі, до граничного мащення [158]. Внаслідок цього, відбувається порушення суцільності мастильного шару, збільшення кількості дискретних ділянок контактування по вершинах мікронерівностей та подальша інтенсифікація зношування контактних поверхонь за рахунок мікроконтактного схоплювання [157].

Процес тертя, в значній мірі обумовлює зносостійкість контактуючих деталей. Зносостійкість характеризується здатністю поверхневих шарів деталей чинити опір руйнуванню при терті ковзання, кочення, кочення з проковзуванням, а також в умовах мікропереміщень, що обумовлені впливом вібрацій (фретинг процес). Знос деталей машин призводить до втрат точності, зниженню ККД, зменшенню міцності, збільшенню динамічних навантажень, які є наслідком збільшення зазорів у трибоспряженнях, підвищенню рівня шуму. Знос є причиною виходу з ладу великої кількості машин (до 80%) та їх деталей [114]. Створення вузлів з мінімальними витратами на тертя сприяє вивільненню великої кількості ресурсів робочої сили і зниженню різних матеріальних витрат, в тому числі, ремонтних підприємств, які в середньому по машинобудуванню складають не менше 60-80% основного виробництва [105,160,166,178].

З практичної точки зору задача встановлення взаємозв'язків і кількісних співвідношень між експлуатаційними показниками і параметрами якості поверхневого шару достатньо важлива і актуальна.

При вирішенні задачі визначення взаємозв'язку інтенсивності зношування і параметрів стану поверхонь тертя використовують залежність для розрахунку величини інтенсивності зношування, що була запропонована А. Сусловим [161]:

$$I_h = \frac{2,5\pi V^{1/2} \cdot p^{7/6}}{n \cdot \lambda(V+1)t_m^{3/2} (k \cdot \sigma_T)^{2/3}} \sqrt{\frac{30(1-\mu^2)(2\pi R_z W_z H_{max}^{1/3})}{E \cdot S_m}}, \quad (1.7)$$

де R_z – висота мікронерівностей за десятьма точками, мкм;

W_z – середня висота хвилястості за десятьма точками, мкм;

H_{max} – максимальна величина макровідхилень форми поверхні, мкм;

- t_m – відносна опорна довжина профілю на рівні середньої лінії;
 V – швидкість в точці контакту;
 S_m – середній крок мікронерівностей, мкм;
 λ – коефіцієнт, який враховує значення контактних напружень;
 σ_T – величина контактних напружень, МПа;
 k – коефіцієнт зміцнення;
 p – контактний тиск, МПа;
 n – число циклів впливу щодо руйнування поверхневого шару;
 E, μ – відповідно модуль пружності й коефіцієнт Пуассону матеріалу.

Вищенаведена формула показує, що зносостійкість деталей машин характеризується комплексним станом поверхонь тертя. Несуча здатність поверхонь деталей, їх коефіцієнт тертя і інтенсивність зношування при терті ковзання наряду з шорсткістю, визначається макровідхиленнями, хвилястістю і механічними властивостями (мікротвердість і контактні напруження). Досягнення так званої рівноважної шорсткості, що залежить тільки від умов тертя, можливе після тривалого процесу роботи вузла тертя після стабілізації усіх параметрів стану поверхневого шару контактуючих деталей [33,162].

За даними роботи [96] причиною, що викликає підвищений знос пар тертя при пуску, є прискорення. Прискорення призводить до виникнення додаткових напружень в спряжених деталях. При цьому має місце порушення режиму мащення. Величина зношування при пуску в значній мірі визначається вхідною міцністю та швидкістю утворення нового мастильного шару [126]. Робота пар тертя в початковий період пуску спостерігається при нестачі оливи, а поверхні вузлів тертя змащуються тільки плівкою, що залишилась з попереднього мащення [127]. Виконані Б. Асташкевичем [8] дослідження показали, що зворотно-поступальний рух створює досить складні режими тертя. Результати цих досліджень дозволили зробити висновок, що робота в початковий період напруцювання спостерігається в умовах напівсухого, граничного або змішаного

мащення в залежності від навантажувального, швидкісного та температурного режимів тертя.

За результатами роботи [94], товщина мастильного шару в місцях реверсування має мінімальне значення. Вплив зупинки та пуску в протилежний бік при коливальному русі підтверджується дослідженнями В. Аджера [1]. Для більшості досліджених ними матеріалів в зонах реверсу, сила тертя збільшується на 20 - 60%. Специфічні особливості сил фрикційної взаємодії при зворотньо-поступальному і поступальному русі досліджували О. Ахматов із співробітниками [9,10].

Нестаціонарні умови тертя також характерні для неконформних вузлів тертя, наприклад для різних типів підшипників кочення. Відповідні умови призводять до зменшення ресурсу роботи вузлів тертя. Для збільшення ресурсу використовують різноманітні текстури з оптимальними класом шорсткості та мікрогеометрією щодо забезпечення резервуарності мастильного матеріалу в зоні контакту, особливо це важливо під час запуску.

Автори роботи [244] запропонували експериментальний підхід для аналізу поведінки різних типів упорних підшипників з фіксованою формою контакту. Основна увага приділялась здатності текстурованих упорних підшипників підніматися вгору під час запуску і створювати, таким чином, підйомну силу між металевими поверхнями. Це дослідження показало, що тільки оптимальна форма контакту може сприяти утворенню мастильного шару достатньої товщини, щоб забезпечити стійке мікро-ЕГД мащення. Результати авторів порівнювались з результатами, отриманими з класичними мікрогеометріями за різними формами локального контакту упорних підшипників кінцевого типу, які показали високу здатність упорних підшипників ковзання створювати підйомну силу під час запуску. Експериментальний пристрій використовувався для вимірювання при високій частоті моменту тертя, а також методом електричного опору через мастильний шар мастильного матеріалу для визначення режиму мащення. Порівняльний аналіз дозволив пояснити контактні-механічні аспекти впливу форми контакту в нестаціонарних умовах тертя.

На сучасному стані, трибологи досліджують шорсткість поверхні, оскільки це може бути перспективним засобом збільшення терміну служби контактів або створюють умови їх роботи більш жорсткими. Мікротекстурування є дуже ефективним для надання поверхням супергідрофобності згідно з фізичним процесом, відомим як "ефект лотоса" за твердженням авторів роботи [259], які отримали значне зниження коефіцієнту тертя при використанні текстурованих поверхонь для різних режимів мащення. В даній роботі (див. [259]) автори чисельно проаналізували перехідні режими мащення від рідинного до змішаного тертя та від змішаного до граничного тертя, використовуючи індуковані лазерні округлі лунки, що проходять через мікрозони ЕГД-контакту. Було встановлено, що в умовах кочення-ковзання проходження ізольованої лунки змінює розподіл товщини плівки. Глибокі лунки спричиняють руйнування масляної плівки. І навпаки, неглибока лунка локально генерує значне збільшення товщини плівки. Геометрія поглиблень і співвідношення ковзання і кочення змінюють розподіл тиску, а потім контролюють рівень і протяжність локального зміцнення плівки. Вагомим результатом є те, що автори в своїй роботі змоделювали сформовану плівку, використавши двовимірний багатосітковий метод. Це дозволило обґрунтовано пояснити механізм мащення текстурованої поверхні в залежності від геометрії лунки, швидкості захоплення оливи і контактного тиску. Ключовим моментом був контроль трибологічних умов для підтримання достатньо високої в'язкості оливи всередині лунки, для того, щоб за напруженням зсуву спостерігалось витіснення оливи з метою локального посилення плівки.

Особливості тертя і зносу в значній мірі визначаються будовою приповерхневих шарів пари тертя і взаємодією їх з мастильною плівкою. Згідно з молекулярно-механічною теорією тертя І. Крагельського [112], мікрошорсткість поверхонь і макровідхилення від правильної геометричної форми призводять до того, що фактична площа дотику при терті значно менше номінальної. Тому, на ділянках фактичного контакту розвиваються високі контактні тиски, що призводять до зближення і взаємного втілення мікровиступів поверхонь контактуючих ділянок. В процесі відносного

переміщення поверхонь фрикційні зв'язки, що утворились, порушуються. При цьому, може виникати або руйнування мікровиступів, або їх пружне чи пластичне відтиснення.

Таким чином, формується механічна складова сили тертя. Другою складовою сили тертя [112] є молекулярна взаємодія поверхонь, яка при їх зближенні значно зростає. В процесі тертя приповерхневі шари піддаються додатковим впливам. В результаті взаємодії з середовищем, під впливом мастильного матеріалу, структура шарів змінюється. В процесі зносу приповерхневих шарів можлива поява ювенільних поверхонь і утворення містків зварювання. При подальшому дотичному переміщенні міцність адгезійних з'єднань може виявитись достатньо високою. При цьому, виникає глибинне виривання, яке супроводжується місцевим порушенням поверхні. Висока гладкість поверхні і значне навантаження створюють умови, при яких під час тертя сила молекулярної взаємодії зростає і може з'явитись схоплювання.

Найбільш суттєвим проявом взаємодії мастильного матеріалу з твердою поверхнею є ефект Ребіндера [153], який полягає в полегшенні виходу дислокацій на поверхню тіла, обумовленого взаємодією зразка з середовищем. Ця взаємодія проявляється при зниженні вільної енергії поверхні під дією зворотньої адсорбції ПАР із зовнішнього середовища. Мастильний матеріал, в залежності від вмісту в ньому полярних молекул, не тільки утворює граничні плівки, але й безпосередньо впливає на стан приповерхневих шарів металу [167].

Таким чином, умови нестационарності треба розглядати з позиції контактної міцності та граничного режиму мащення фрикційного контакту з врахуванням механічної складової сили тертя та молекулярної взаємодії мастильних середовищ з контактними поверхнями. Механічна складова сили тертя забезпечується механічними властивостями матеріалів, рівнем контактних напружень в підповерхневій зоні контакту та геометрією (формою) контакту. Молекулярна складова – реологічними та фізико-хімічними властивостями новоутворених мастильних шарів в зоні контакту.

1.5. Взаємозв'язок активних хімічних компонентів з термомеханічною стійкістю модифікованих шарів.

Перше теоретичне обґрунтування щодо адсорбційно-десорбційного механізму утворення і руйнування граничних мастильних шарів було висунуто Дж. Фривингом [232]. Розділення тертювих тіл при граничному мащенні спостерігається шаром, складеним з молекул поверхнево-активних речовин (ПАР), що адсорбуються на поверхнях тертя з мастильного матеріалу. Цей шар знаходиться в динамічній рівновазі з об'ємом мастильного матеріалу, тобто, одночасно йдуть два процеси – адсорбція ПАР та їх десорбція, причому, рівновага з ростом температури зміщується в бік зменшення частки молекул ПАР, які знаходяться в адсорбованому стані. Перехідна температура реалізується у той момент, коли концентрація молекул ПАР на поверхні спадає внаслідок десорбції визначеної та постійної величини для даного трибоспряження. Звідси, виходячи з того, що константа рівноваги пов'язана з температурою процесу - ізохорою Вант Гоффа, Фривинг прийшов до наступного рівняння:

$$\ln C = -\frac{U}{R \cdot T_t} + const, \quad (1.8)$$

де C – концентрація ПАР;

U – теплота адсорбції;

R – газова постійна;

T – перехідна температура, К.

Лінійність залежності $\ln C$ від $1/T_t$, Фривинг довів експериментально стосовно ряду жирних кислот та їх похідних, розчинених в різних концентраціях у нейтральній (неактивній) оліві. Отримані результати підтвердили припущення, що руйнування граничного шару спостерігається внаслідок десорбції ПАР.

Пізніше, Ф. Боуден і Д. Тейбор [197] припустили, що жирні кислоти реагують з поверхнею активних металів та утворюють солі (мила) цих металів, які формують міцно пов'язані з цією поверхнею орієнтовані (хемосорбційні) граничні шари з суттєвою поздовжньою когезією складових цих молекул. Дезорієнтація даних шарів відбувається при температурах розм'якшення відповідного милу в об'ємі, які значно вище температур плавлення утворених ними жирних кислот. При терті металів, що не утворили мила досліджуваних жирних кислот від нейтральних металів, дезорієнтація граничного мастильного шару відбувається при температурах плавлення цих кислот. Утворення на поверхнях тертя міцних граничних шарів з продуктів хімічної взаємодії відповідних металів з жирними кислотами потребують присутності кисню і води, тобто, неможливо без присутності на поверхнях тертя окисних плівок, через які жирні кислоти реагують з металами, відповідно їх утворювати [197].

З цих часів, починають вивчати механізм дії хімічно-активних речовин (ХАР) в складі протизадирних (ЕР) присадок, які, подібно жирним кислотам (ПАР), утворюють найміцніші адсорбційні шари, що забезпечують зниження контактного тиску на важконавантажених ділянках трибологічного контакту. Надалі, постала необхідність створення високотемпературних протизношувальних присадок. На прикладі [90] введення до нафтової оливи діарилдисульфідів (ДДСФ) в концентрації 3,2%, вдалось суттєво знизити знос сталевих кульок. Ще більшого зносу вдалось досягти при сумісному застосуванні ДДСФ та довголанцюгових полярних з'єднань.

В першій частині відомої монографії Ф. Боудена і Д. Тейбора [14], були узагальнені практично всі відомі до того часу матеріали з трибології, в тому числі, дослідження щодо тертя при граничному мащенні. В роботі були представлені залежності коефіцієнту тертя від температури для наступних основних типів мастильних матеріалів при граничному мащенні (рис. 1.5): для нейтральної базової оливи мінерального походження (*I*), для ПАР (жирної кислоти) або його суміші в нейтральній оливі (*II*), для суміші з ЕР присадкою

(модифікатором тертя) – (III) та для суміші з EP присадкою (модифікатором тертя) та суміші ПАР в нейтральній оливі (IV).

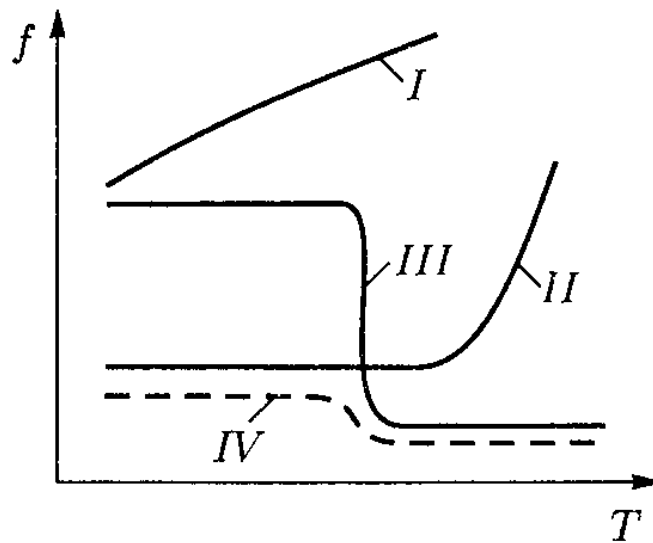


Рис. 1.5. Характерні залежності коефіцієнту тертя від температури в режимі граничного мащення за Боуденом [14].

Суттєве зниження тертя в хімічно-активних середовищах при підвищенні певної температури пояснюється утворенням на поверхнях тертя захисної плівки з продуктів хімічної реакції активного компоненту мастильного матеріалу з металом – хімічно-модифікованого граничного шару (ХМГШ) – крива III, див. рис. 1.5. Комбінація EP присадки із жирною кислотою може забезпечити мінімальне тертя в широкому інтервалі температур (крива IV).

Надалі були проведені детальні дослідження Р. Матвєєвським та його учнями [121-123] щодо впливу матеріалів тертьових тіл на перехідні температури при граничному мащенні. На машині тертя з повільним відносним переміщенням тертьових зразків для мінімізації фрикційного підвищення температури та об'ємного прогрівання вузла тертя від зовнішнього джерела тепла, їм було встановлено вплив легованої міді та алюмінію різними елементами на температурну стійкість ПАР при терті, яке було пов'язано властивостями окисних плівок, утворених на поверхнях тертя різноманітних сплавів в результаті реакції кисню повітря. Сплави, що легко окислюються,

утворюють неміцні пористі шари. На чистому алюмінію, навпаки, утворюється щільна, хімічно неактивна плівка, на якій погано адсорбуються молекули ПАР.

Легування саме алюмінію різними елементами зменшує міцність окисних шарів та підвищує їх активність як адсорбентів [123]. Якщо окисну плівку попередньо видалити, то термомеханічна стійкість граничних мастильних шарів буде визначатися хімічною активністю металу, його здатності до схоплювання та природою мастильного матеріалу. При досліджуванні впливу легування сталей на термомеханічну стійкість ПАР при терті, встановлено [122], що карбідоутворюючі елементи (*Cr*, *W*) підвищували величину $T_{кр}$, а нікель (*Ni*), навпаки, її знижував.

Вплив хімічного складу сталей на перехідні температури при граничному мащенні досліджувалися також А. Камероном [198-199]. Було встановлено, що значення критичної температури $T_{кр}$ знижується з підвищенням параметру шорсткості поверхонь. Критичні температури ряду жирних кислот, розчинених в нормальному вуглеводні, зростають по мірі того, як довжина ланцюга вуглеводневого радикалу наближається до довжині ланцюга розчиннику.

В роботі [256] досліджено вплив мастильних, антифрикційних і реологічних характеристик трансмісійної оливи на зносостійкість напиленого покриття зі сталі 30ХГСА на чавун в умовах ступінчастого збільшення навантаження. Виявлено підвищення працездатності зі збільшенням товщини покриття за рахунок формування екрануючих граничних мастильних шарів, що характеризуються низьким напруженням зсуву і стабілізацією питомої роботи тертя в зоні контакту.

В останні часи, жорсткість умов експлуатації важконавантажених вузлів тертя спонукало до необхідності застосування протизадирних (ЕР) і протизношувальних присадок у вигляді ХАР [12]. Суттєво зросла кількість досліджень механізму дії цих присадок. Узагальнюючи останні відкриття, можна констатувати про те, що уявлення щодо механізму мастильної дії хімічно активних середовищ склали достатньо якісну картину. Наприклад, аналізуючи мастильні властивості ряду присадок, що вміщують фосфор, сірку, в поєднанні

фосфор і сірку, хлор та інші, показали, що ефективність їх мастильної дії визначається утворенням ХМГШ на поверхнях тертя. При цьому, велика увага приділяється ролі кисню щодо мастильної дії, а також можливості ефекту полімеризації. Вже чітко є уявлення щодо різниці вимог до ЕР та протизношувальних присадок [93].

Згідно роботи [23], ЕР присадка повинна швидко утворювати захисний шар шляхом хімічної взаємодії з поверхнею тертя при робочих температурах, причому, цей шар повинен мати низький опір зсуву (бути пластичним). Протизношувальні фосфоровмісні присадки типу трикрезилфосфату (ТКФ) [92], або дітіофосфат цинку (ДТФ), діють як хімічний полірувальний агент, що утворює фосфід заліза з низькою температурою плавлення, причому, такий шар не має якісних протизадирних властивостей.

Нарешті, Г. Віноградов [19] показав, що фосфідні, сульфідні і хлоридні плівки можуть забезпечити мінімальне зношування та пошкодження тертьових поверхонь для конкретних умов роботи вузлів тертя. Було встановлено, що утворення модифікованих шарів (ХМГШ) є складним багатостадійним процесом. Як мінімум, він включає стадію адсорбції молекул присадки на поверхні тертя, їх розкладання під дією фрикційного прогрівання та/або каталітичного впливу ювенільних поверхонь металу та реакцію хімічних елементів, що виділилися при розкладанні присадок з утворенням модифікованих захисних шарів від зносу та задиру (заїдання) поверхонь тертя.

Автором [230] відмічено, що ефективність протизношувальної і протизадірної дії при граничному мащенні визначається складом та структурою хімічно активних компонентів мастильних середовищ, природою базової оливи, матеріалом тертьових поверхонь, а склад новоутворених ХМГШ в процесі трибохімічних реакцій модифікованих шарів залежить від режиму мащення. В деяких випадках, був встановлений ефект синергізму функціональної дії сумісно застосованих присадок різної природи. Оливі вже не відводиться роль пасивного носія присадок, а аналізується його вплив на ефективність присадок. В якості причини, розглядається як спроможність конкурентної адсорбції молекул різних

присадок або присадок і компонентів мастильного середовища, так і можливість міжмолекулярної взаємодії різних компонентів середовища за рахунок хімічних селективних реакцій [231].

Автором роботи [250] був вивчений вплив оксидного (Fe_3O_4) і сульфідного (FeS) шарів на характеристики тертя і зносу, а також трибохімічне формування було досліджено при використанні повністю розробленої гідравлічної оливи. Трибологічну поведінку варіантів нітридних зразків було проаналізовано за допомогою сучасного обладнання: трибометра і профілометра поверхні. Скануючий електронний мікроскоп, енергодисперсійна рентгенівська спектроскопія (EDX), електронно-зондовий мікроаналіз (EPMA) і рентгенівська фотоелектронна спектроскопія (XPS) були використані для визначення морфології і хімічного складу обробленої поверхні до і після випробувань. Присутність оксидного шару (Fe_3O_4) не мала реального впливу на тертя або знос, хоча в межах трибоплівки спостерігалось утворення сульфїду FeS_2 . Однак, утворення сульфідного шару (FeS) після азотування сіркою призвело до найнижчого тертя і зносу в порівнянні з альтернативними нітридними варіантами. Це було пов'язано зі змащувальними властивостями шару FeS . Дослідження ефективно продемонструвало, що тип залізного шару може впливати на трибологічні та трибохімічні властивості нітридних зразків.

В роботі [258] експериментально досліджено структурно-фазові зміни та зношування газополуменевого покриття системи Ni-Cr-B-Si-C на сталі 1045 в умовах його інтенсивного деформування при терті зі зсувною складовою навантаження в трансмісійній оливі. Методами світлової мікроскопії, растрової електронної мікроскопії, рентгенівської спектроскопії та рентгенівського структурно-фазового аналізу досліджено морфологію, мікроструктуру, фазовий та хімічний склад покриття Ni-Cr-B-Si-C до та після трибологічних випробувань. Встановлено, що в умовах дії нормальних (250 МПа) та зсувних ($P_{SH} = 30\text{-}50$ МПа (20%)) напружень в зоні контакту покриття Ni-Cr-B-Si-C демонструє вдвічі вищу зносостійкість порівняно з базовим матеріалом (сталь 1045). Основними факторами підвищення зносостійкості та зменшення роботи тертя покриття Ni-

Cr-B-Si-C є наявністю рівномірно дисперсних частинок боридів Ni та Cr, карбідів Cr та силіцидів Ni в наноструктурованій матриці твердого розчину на основі нікелю. Підвищення триботехнічних характеристик фрикційно-зміщеного шару покриття Ni-Cr-B-Si-C обумовлено також його насиченням елементами із середовища та оливи (вуглець, фосфор).

Не можна не відмітити роботу [279], де була висунута ідея використання в якості присадок сполучень, що легко утворюють «полімери тертя». Вченими вдалося не тільки систематично вивчити вплив будови ненасичених вуглеводнів (мономерів і олігомерів) на природу і мастильні властивості новоутворених плівок, тобто, на процес утворення безперервно регенеруючої полімерної плівки по мірі зношування, а й знайти вдалі модельні органічні сполучення, що утворюють полімери тертя у трибоспряженнях.

Видатним вченим М. Райко у серії робіт [147-151], при розгляді кочення і кочення з проковзуванням, було встановлено виникненням особливого процесу генерації органічного продукту, що відкладається на контактних поверхнях у вигляді твердоподібних плівок (рис. 1.6).

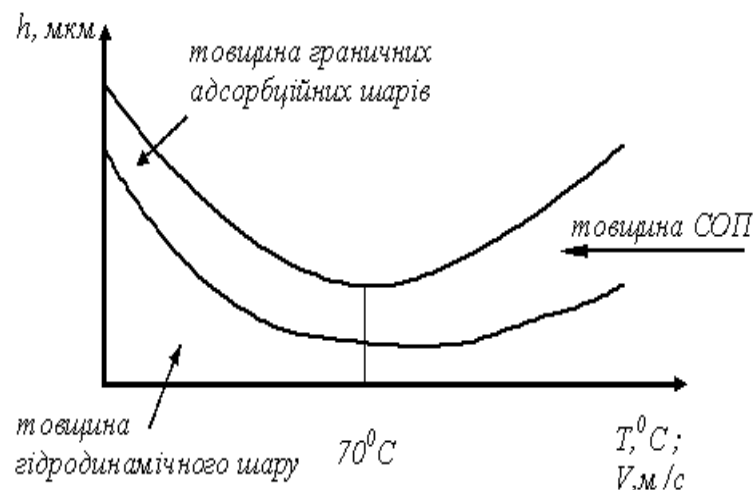


Рис. 1.6. Структура мастильного шару (h) в залежності від швидкості (V) та температури (T) згідно [151].

Було визначено, що утворення відповідних самогенеруючих органічних плівок (СОП) є механо-хімічним окислювально-полімеризаційним процесом за

участю кисню повітря при каталітичній дії активованого тертям металу. Механізм утворення СОП полягав у взаємодії макрорадикалів молекул мастильного матеріалу з ювенільною поверхнею металу. Встановлено, що відповідні плівки мали достатню адгезію до поверхонь тертя, запобігаючи металевому контакту тертьових поверхонь та забезпечують, тим самим, високі протизношувальні властивості до температур, що перевищують 200°C . СОП не втрачали ефективності в екстремальних умовах тертя – при високих температурах і низьких швидкостях, де ні гідродинамічні, ні структуровані шари, ні мила не здатні забезпечити стабільну мастильну дію.

Авторами раніше було встановлено [163], що різноманітні хімічно активні середовища впливають на рівень шорсткості зношених поверхонь в локальній зоні контакту: так, модифікатори тертя (наприклад, дітіофосфати молібдену) вигладжують відповідні поверхні, а відома протизношувальна присадка – ДФЦ – навпаки, робить поверхню більш шорсткою; протизадирна присадка – дібензилдісульфід, також робить поверхню більш шорстку; діфенілдісульфід – менш шорстку поверхню [21,99].

Вагомі результати були отримані автором роботи [256] при дослідженні мастил з літєвим згущувачем. Встановлені закономірності зміни зносостійкості трибоелементів зі сталі 30ХГСА в екстремальних умовах тертя залежно від моменту тертя, питомої роботи тертя та товщини мастильного шару в процесі мащення контактних поверхонь мінеральним та синтетичним літєвими мастилами. Встановлено залежність трибологічних характеристик контакту від часу напрацювання контактних поверхонь до появи перших ознак заїдання. За критерій поверхневої міцності при терті обрано кінетику зміни інтенсивності тепловиділення в контакті з урахуванням сили тертя та питомої роботи тертя. Також проаналізовано здатність трибосистеми до відновлення метастабільних структур у критичних режимах тертя, коли питома робота процесу зростає, але приймає мінімальні значення в періоди зчеплення контактних поверхонь.

В роботі [257] розглянуто кінетику зміни змащувальних, антифрикційних і протизношувальних властивостей літєвих мастил за умов припинення подачі

мастила в зону фрикційного контакту. Встановлено зв'язок між рівнем порушення самоорганізації в дисипативних структурах і питомою роботою проти тертя. Запропоновано емпіричну залежність для прогнозування рівня лінійного зношування контактних поверхонь за критичних умов тертя з урахуванням впливу контактного навантаження, питомої роботи проти тертя та товщини шару мастила.

В роботі [274] представлені вагомні результати експериментальних досліджень триботехнічних характеристик мастильних матеріалів з фулереновими композиціями. Наведено результати, які підтверджують, що фулеренові добавки покращують протизношувальні властивості базових мастильних матеріалів на 26,6 %.

Нарешті, відмітимо, що згідно «уніфікованої» теорії граничного мащення А. Камерона [198], в інтервалі температур $T_{xm} > T > T_{кр}$ мастильна дія відбувається за рахунок утворення «товстих» полімерних плівок та лише після їх руйнування починається взаємодія активних компонентів середовища з поверхнями тертя із утворенням ХМГШ.

Згідно фундаментальної теорії граничного мащення Камерона [198], підвищення ефективності мащення та зносостійкості відбувається за рахунок утворення оптимальних полімерних плівок та лише після їх руйнування починається взаємодія активних компонентів середовища з поверхнями тертя із утворенням граничних шарів, міцність яких залежить від локальних температур в зоні контакту.

На сучасному етапі, створюються нові моделі зношування з урахуванням температурного чиннику для високооберткових двигунів. Запропоновано модель зношування тіл [227] при високих швидкостях тертя в імовірнісних умовах. Модель базується на термокінетичній теорії руйнування матеріалів. Ідентифікацію параметрів моделі зношування проведено з урахуванням випадкового характеру факторів впливу. Модель представлена в дискретному вигляді і адаптована для чисельного моделювання з використанням покрокового дискретного алгоритму розрахунку. В результаті встановлено, що напружений

стан поверхневого шару деталей трибосистеми і, відповідно, зношування суттєво залежать від кінетики зміни коефіцієнта тертя ковзання при переході від статичного до динамічного навантаження. Запропоновано використовувати кінетику зміни коефіцієнта тертя для оцінки ефективності застосування методів підвищення довговічності трибосистем в умовах високих швидкостей ковзання. В результаті представлених досліджень було проведено лабораторний експеримент з вивчення впливу коефіцієнта тертя та відносної швидкості ковзання на процеси зношування зразків з різних матеріалів. Експериментальні дані підтверджують, що коефіцієнт зміни коефіцієнта тертя є чутливим до технології формування поверхневого шару.

Таким чином, дослідження впливу якісного та кількісного складу хімічних компонентів з урахуванням температурного чиннику із застосуванням сучасного та автоматизованого обладнання та адаптованих методик, відкриває широкі можливості щодо модифікування мастильних матеріалів. Нарешті, це дасть можливість підвищувати зносостійкість контактних поверхонь та поліпшити ефективність мащення з урахуванням контролю критичної температури (термомеханічної стійкості) в локальній зоні контакту за контактнo-механічними, реологічними та фізико-хімічними аспектами. З практичної точки зору, відповідний комплексний підхід дозволить управляти процесом наближення до реальних умов експлуатації щодо конкретних вузлів тертя та забезпечувати уніфікованість при створенні універсальних мастильних матеріалів у гібридній техніці, які повинні мати властивості, наприклад, одночасно моторної, трансмісійної та гідравлічної оливи.

Висновки до розділу 1. Формулювання науково-прикладного напрямку досліджень.

1. Для створення умов реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, пропонується ідентифікувати переходи від рідинного до змішаного тертя та від змішаного до граничного тертя.

Відповідні межі будуть чітко враховувати характерні особливості мащення в умовах змішаного тертя, в тому числі, за необхідними умовами розриву мікро-ЕГД мастильного шару.

2. Потребують визначення характерних особливостей мікро-ЕГД мащення, що характеризуються впливом механічних властивостей матеріалу, форми контакту, реологічних властивостей мастильних матеріалів та встановлення якісного та кількісного хімічного складу активних компонентів щодо структурної пристосовуваності модифікованих шарів до екстремальних умов роботи.

3. В існуючих моделях змішаного тертя, важливим є врахування зміни форми контакту, шорсткості контактних поверхонь та типу (реологічних властивостей) мастильних матеріалів в локальній зоні контакту, що дасть можливість привести умови модельних випробувань до реальних умов експлуатації.

4. Зміна температури в локальній зоні контакту (термомеханічна стійкість) та умова появи пластично-деформованого контакту при застосуванні модифікованих мастильних середовищ за різним якісним і кількісним хімічним складом активних компонентів є дієвим маркером оцінки структурної пристосовуваності модифікованих шарів до реальних умов експлуатації ДВЗ.

5. В нестационарних умовах тертя домінують змішаний і граничний режими мащення, тому оцінку товщини мастильного шару та інтенсивності зношування необхідно розглядати в комплексі з урахуванням впливу механічних властивостей контактних поверхонь, форми контакту, реологічних властивостей та фізико-хімічного складу мастильних середовищ, локальних температур в зоні фрикційного контакту.

6. Модифікування мастильних середовищ необхідно здійснювати комплексним підходом з урахуванням контактано-механічних, реологічних і фізико-хімічних аспектів, з метою реалізації стійкого мащення та створення на контактних поверхнях тертя адаптованих модифікованих шарів з оптимальною структурною пристосовуваністю до умов змішаного тертя.

На основі фундаментальних положень трибології, контактної міцності і руйнування твердих тіл, фрикційного контакту, реології та хімотології

мастильних шарів, нестаціонарності процесів тертя, постає необхідність оцінки ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя. Визначення сумарного результату одночасної дії всіх факторів та швидкоплинності процесів, що відбуваються в локальній зоні контакту, потребує не тільки широких експериментальних (кваліфікаційних) випробувань в лабораторних умовах, а й проведення стендових та експлуатаційних випробувань у реальних вузлах тертя.

Таким чином, для забезпечення підвищення ефективності мащення і зносостійкості вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, досліджувані мастильні середовища у вигляді сумішей або модифікованих олив, повинні проходити весь етап життєвого циклу досліджень від лабораторних зразків (сумішей) до відпрацьованих модифікованих олив, які злиті з систем натурної (оригінальної) техніки в умовах експлуатації, що дасть можливість довести результати модельних випробувань до реальних умов експлуатації.

Для забезпечення комплексного підходу щодо триботехнічних, реологічних і хімотологічних досліджень вузлів тертя, були сформульовані наступні напрямки теоретичних і експериментальних досліджень:

- модернізувати стенд оптико-інтерферометричних досліджень щодо вимірювання фактичної форми контакту і товщини мастильного шару в мікро-ЕГД зоні контакту для підшипникових вузлів в умовах тертя чистого кочення та кочення з частковим проковзуванням;
- модернізувати універсальний автоматизований стенд тертя (УАСТ) для визначення реологічних і триботехнічних характеристик модифікованих мастильних середовищ для нестаціонарних умов тертя вузлів ДВЗ;
- розробити методику визначення максимальних контактних напружень і деформацій та положення їх локалізації в підповерхневій зоні контакту за глибиною та вздовж напрямку кочення за фактичною формою контакту;
- дослідити вплив зміни частки проковзування (кінематики тертя) при терті кочення;
- розробити методику оцінки зміни динамічної в'язкості та стисливості (реологічних властивостей) мастильних матеріалів від контактного тиску і температури;

- розробити методику оцінки ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя через визначення товщини мастильного шару в локальній зоні контакту з урахуванням зміни типу (реологічних властивостей) мастильних матеріалів та інтенсивності зношування пар тертя;
- розробити комплекс кваліфікаційних випробувань щодо визначення якісного і кількісного хімічного складу активних компонентів в мастильних середовищах (у вигляді сумішей та модифікованих олив) щодо поліпшення їх протизношувальних, протизадирних і антифрикційних характеристик в екстремальних умовах роботи;
- дослідити негідродинамічну складову товщини мастильного шару та взаємозв'язок між реологічними та антифрикційними властивостями модифікованих мастильних середовищ в нестационарних умовах тертя для оцінки структурної пристосовуваності модифікованих шарів;
- дослідити взаємозв'язок між об'ємною температурою модифікованих мастильних середовищ та локальною температурою в локальній зоні контакту трибоспряжень в нестационарних умовах тертя для оцінки термомеханічної стійкості модифікованих шарів;
- розробити номограми оптимального вибору мастильних матеріалів для підшипникових вузлів та деталей ДВЗ на основі результатів моделювання оцінки ефективності мащення і зносостійкості пар тертя з урахуванням зміни фактичної форми контакту (для підшипникових вузлів), типу мастильного матеріалу та ходу поршня (для вузлів ДВЗ);
- провести подальші експлуатаційні випробування для підтвердження результатів експериментальних (кваліфікаційних) і стендових досліджень підвищення ефективності мащення і зносостійкості вузлів тертя, які працюють в реальних умовах експлуатації, щодо встановлення збільшення штатного напрацювання та скорочення матеріально-технічних витрат на обслуговування техніки.

РОЗДІЛ 2. ОБҐРУНТУВАННЯ КОНЦЕПЦІЇ МЕТОДОЛОГІЇ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ ЗА КОНТАКТНО-МЕХАНІЧНИМИ, РЕОЛОГІЧНИМИ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНИМИ АСПЕКТАМИ

Основні результати досліджень за відповідним розділом відображені за особистим внеском здобувача у наступних публікаціях – [40–42,51,60,70–74,76–77,80,82-84,214].

2.1. Загальна концепція методології підвищення ефективності мащення та зносостійкості підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ.

Існуючі концепції методології досліджень на зносостійкість та ефективність мащення (мастильну здатність) вузлів тертя встановлюють вплив зовнішніх чинників (навантаження, швидкість, кінематики контакту, температури тощо) на довговічність та експлуатаційну надійність як мастильного матеріалу, так і металу контактуючих поверхонь.

Значна частина експериментальних досліджень стосується впливу зовнішніх факторів на зносостійкість металевих поверхонь та ефективність мащення вузлів тертя. Результати триботехнічних, реологічних і фізико-хімічних досліджень мають велике значення при конструюванні, виготовленні і експлуатації машин та створенні сучасних композицій мастильних матеріалів [134,144].

Для одержання достовірних результатів випробувань мастильних середовищ та матеріалів металевих поверхонь, відтворення і схожості результатів при повторних експериментах, необхідна чітка структура концепції комплексних розрахунково-експериментальних досліджень, яка повинна містити наступні складові [89]:

1) наявність експериментальних засобів для проведення дослідження (схема і конструкція установки);

2) підбір об'єктів дослідження (мікротвердість, механічні властивості, форма контакту і шорсткість металевих поверхонь тертя, фізико-хімічні та реологічні властивості мастильного матеріалу);

3) умови проведення дослідження (характер навантаження, кінематичні та температурні фактори);

4) математичні та статистичні методи обробки результатів експериментального дослідження.

Необхідні відомості про природу багатьох явищ при мащенні можуть бути отримані тільки шляхом застосування принципово нового і сучасного підходу щодо ефективного створення (модифікування) мастильного матеріалу до конкретних умов експлуатації та режиму мащення, встановлення оптимального діапазону експлуатації вузлів тертя для модифікованих мастильних матеріалів. Це досягається вибором ефективної концепції методології проведення експериментальних (кваліфікаційних) випробувань, використання необхідного сучасного і автоматизованого обладнання, застосування сучасних методів математичної обробки результатів досліджень і впровадження результатів експериментальних досліджень при проведенні стендових і експлуатаційних (натурних) випробувань на оригінальному обладнанні та машинах на підприємствах-виробників мастильних матеріалів та експлуатантів вузлів тертя.

На рис. 2.1 схематично представлена запропонована загальна концепція методології підвищення ефективності мащення та зносостійкості підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ, які працюють в екстремальних умовах роботи, що охоплює повний життєвий цикл функціонування мастильного середовища від виготовлення сумішей, до розробки і впровадження модифікованих олив та до кінцевого терміну експлуатації відпрацьованої оливи на підприємствах-експлуатантах. Якщо результати стендових або експлуатаційних випробувань не показали очікуваних позитивних результатів, то вхідні фізико-хімічні параметри мастильних середовищ корегуються, і усі кваліфікаційні випробування та обробка даних повторюються знову до отримання позитивних результатів експлуатаційних випробувань.

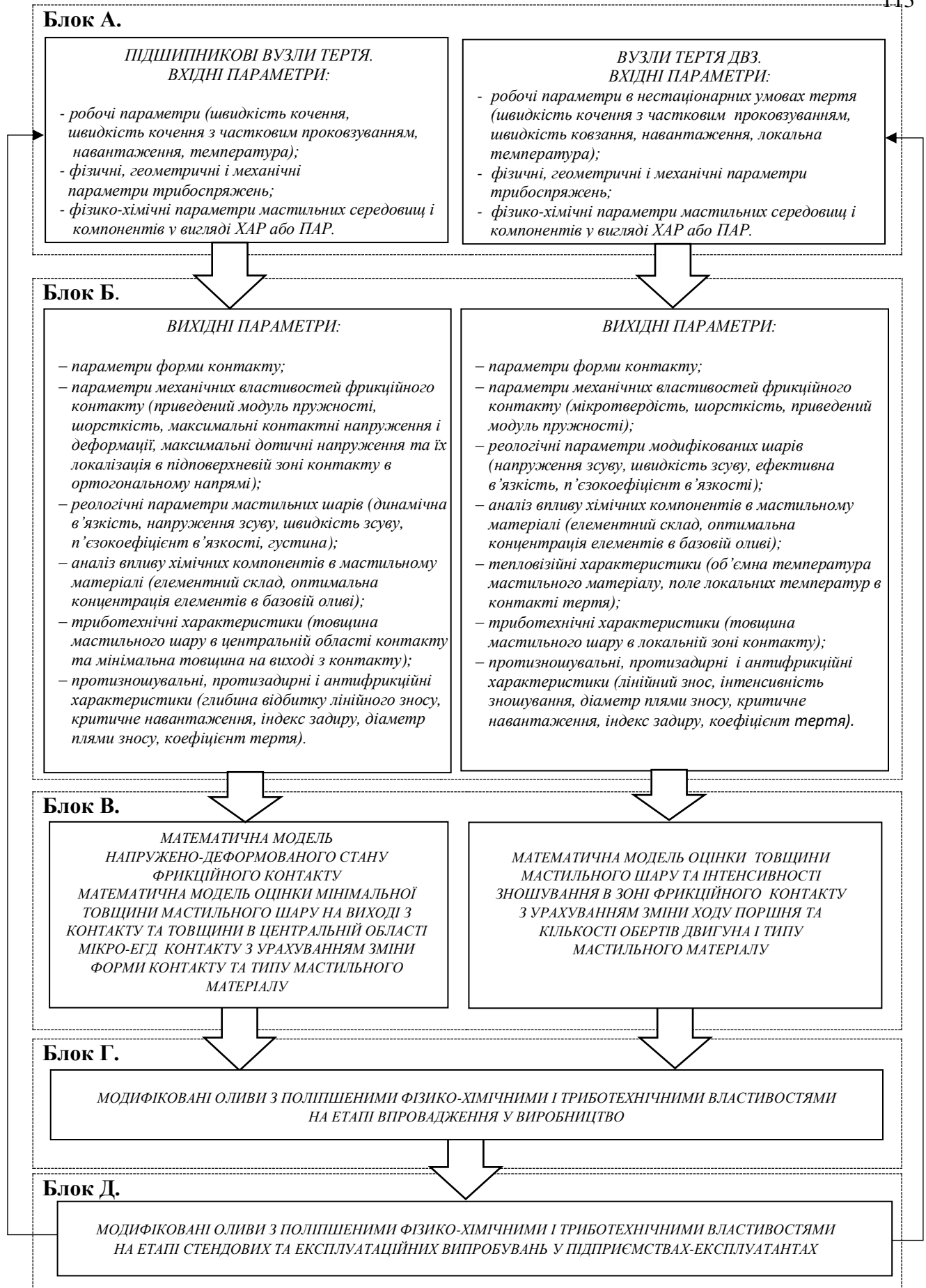


Рис. 2.1. Загальна концепція методології підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи.

Відповідна концепція наводить схему комплексних експериментально-розрахункових досліджень механічних властивостей фрикційного контакту, форми контакту, фізичних (реологічних) властивостей мастильних середовищ, товщини модифікованого шару, якісного і кількісного хімічного складу активних компонентів в складі мастильних середовищ, структурної пристосовуваності та характеристик зношування модифікованих шарів.

Згідно рис. 2.1:

Блок А – обґрунтування і встановлення вхідних параметрів фізико-хімічного складу мастильних середовищ для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ;

Блок Б – обґрунтування і встановлення вихідних параметрів фізико-хімічного складу мастильних середовищ для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ;

Блок В – обробка результатів експериментально-розрахункових досліджень для побудови математичних моделей оцінки напружено-деформованого стану фрикційного контакту, товщини мастильного шару та інтенсивності зношування пар тертя з урахуванням форми контакту, механічних властивостей матеріалів, реологічних властивостей (типу) мастильних середовищ і локальних температур в зоні фрикційного контакту підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ;

Блок Г – впровадження у виробництво модифікованих олив для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ;

Блок Д – проходження стендових і експлуатаційних випробувань модифікованих олив для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ у підприємствах-експлуатантах.

Встановлення взаємозв'язку між зовнішніми впливами на триботехнічну систему і змінами, які відбуваються в зоні фрикційного контакту тертя, є основною метою експериментальних досліджень. Розширення діапазону навантажувальних, швидкісних та температурних параметрів для конкретних умов експлуатації, вимагає створення комплексних універсальних методів і

експрес - методів оцінювання працездатності вузла тертя щодо різноманітних режимів експлуатації.

2.2. Стенд оптико-інтерферометричних досліджень фактичної форми контакту і товщини мастильного шару для підшипникових вузлів тертя.

З метою проведення експериментальних досліджень мікро-ЕГД зони контакту підшипникових вузлів тертя, був створений стенд, що дозволяє вимірювати методом оптичної інтерферометрії фактичну форму контакту та товщину мастильного шару з урахуванням картини підведення і розподілу мастильного матеріалу з використанням фото- та відео-телевізійної записуючої техніки.

Методика проведення оптико-інтерферометричних досліджень та тарування необхідних параметрів для визначення дійсної товщини мастильного шару докладно описано в нашій монографії [40].

Загальний вид та принципова схема стенду, що імітує умови, аналогічні, які виникають на поверхнях в точкових контактах різноманітних підшипникових вузлів тертя (радіальних, упорних, радіально-упорних кулькових підшипників із зовнішнім кільцем чи плитою, діжкоподібних роликів підшипників тощо), представлені на рис. 2.2.

Триботехнічна контактуюча пара індентору та контртіла представляє собою: сталеву кульку – скляний диск для колового контакту (рис. 2.3, *а*); сталеву кульку – скляне кільце для еліптичного контакту (рис. 2.3, *б*).

Таким чином, стенд дозволяє проводити дослідження фактичної форми контакту та товщини мастильного шару для колового контакту тертя, яке характерно для упорних кулькових підшипників з самовстановлюваною зовнішньою плитою, та для еліптичного контакту тертя – для широкого спектру кулькових і деяких роликів підшипників з зовнішнім кільцем.

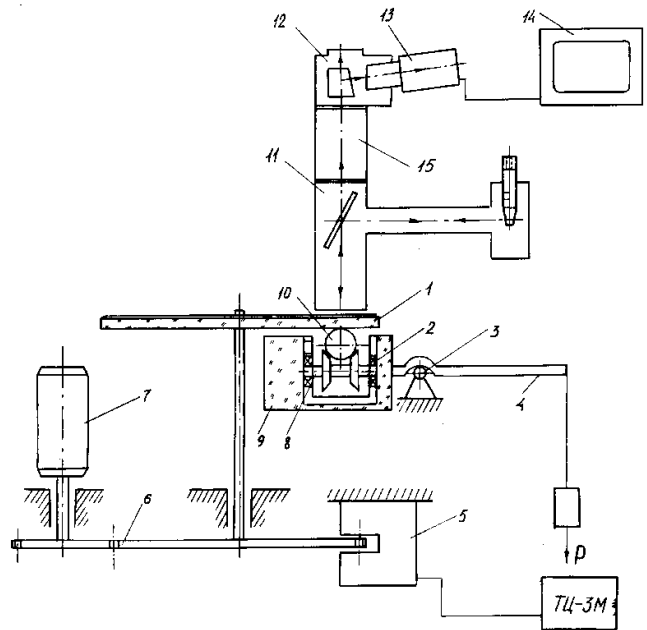


Рис. 2.2. Загальний вигляд та принципова схема стану оптико-інтерферометричних досліджень.



a



б

Рис. 2.3 *a, б*. Контактуюча трибопара індентору і контртіла в точковому контакті: *a* – коловий контакт ($\beta = 1$); *б* – еліптичний контакт ($\beta = 8$).

Об'єктом дослідження (див. рис. 2.3 *a, б*) є зона контакту між скляним диском (скляним кільцем) і стандартною сталеву кулькою, діаметром 25,4 мм, виготовленою із сталі ШХ-15 (HRC 67) з чистотою обробки поверхні $R_a = 0,16$ мкм (клас шорсткості – 10а), що притискується вантажем до диску (кільця) з чистотою обробки поверхні $R_a = 0,025$ мкм (клас шорсткості – 12б).

Пристосування сталевій чаші з опорами для кульки можна переустановлювати на відповідні опори до скляного кільця, для забезпечення форми еліптичного контакту, як показано на рис. 2.3, б.

Поверхня тертя диску (кільця) покрита тонким шаром хрому (товщиною близько 170 Å), що дозволяє досягти поліпшення видимості інтерференційних кілець. Кулька 10 (див. схему для колового контакту на рис. 2.2) встановлюється на опори 8, які вільно обертаються від фрикційного тертя за допомогою кулькових підшипників 2, і змонтовані в спеціальній сталевій чаші 9, тобто, конструкція виготовлена як єдине ціле з ванною для досліджуваного мастильного матеріалу. Відповідну сталеву чашу з кулькою можна швидко переустановлювати до скляного кільця, яка забезпечена індивідуальним електродвигуном, що приводить до обертання трибопару: сталеві кулька – скляне кільце.

Таким чином, відповідна схема дозволяє забезпечити умови тертя кочення для трибопарі сталеві кулька – скляне кільце. Для трибопарі сталеві кулька – скляний диск, можна додатково забезпечити тертя кочення з частковим проковзуванням за допомогою звичайного переміщення кульки від центру диску.

Обертання диску (кільця) 1 приводиться індивідуальним електродвигуном 7 за допомогою одноступінчастої передачі 6. Навантаження в контакті задається через важільну систему 4 за допомогою рухомого підшипнику 3, який розташований на валу. Датчик електронного тахометру ТЦ-ЗМ 5 фіксує кількість обертів. Температура мастильного матеріалу вимірюється за допомогою спеціальної термопари, розташованої в безпосередній близькості до контакту тертя.

Спостереження і вимірювання фактичної форми контакту пар тертя (кулька – диск, кулька - кільце) здійснюється через об'єктив мікроскопу 11. Причому, для візуального спостереження інтерференційної картини в контакті тертя, використовується фото-, відео- телевізійна записуюча апаратура, що складається з перехідного тубусу 15, мікро-фотонасадки 12, фото-, -відеокамери

13 і монітору 14. Мікрофотонасадка 12 оснащена спеціальним об'єктивом з нанесеною шкалою (див. рис. 2.5, б) для вимірювання параметрів локальної форми контакту. Візуальне дослідження спостережуваного зображення здійснюється з використанням фотоапарату "Olimpys" і професійної відеокамери "Sony".

2.3. Оцінка форми контакту за контактнo-механічним аспектом.

2.3.1. Методика оцінки фактичної форми контакту.

Гідродинамічне мащення характеризується поверхнями, які добре прилягають один до одного, тобто, поверхні мають високу ступінь геометричної подібності, а навантаження передається по відносно більшій площі. Крім того, фактична площа для таких поверхонь остається практично постійною зі збільшенням навантаження.

Але більшість підшипникових вузлів тертя мають недостатнє прилягання поверхонь. Повне навантаження приходить на порівняно малу площу. Як правило, фактична площа контакту значно підвищується з ростом навантаження, але ще остається малою в порівнянні з поверхнями, які добре прилягають один до одного. Навантаження на одиницю площі для прилягаючих підшипників порівняно малі, складають десь 1 МПа, і рідше – 7 МПа. Але, навантаження на одиницю площі в контакту з неприлягаючих поверхонь, подібних контакту кулькових підшипників, зазвичай, перевищує 700 МПа, навіть при помірному навантаженні на підшипник. Такий високий тиск призводить до пружної деформації матеріалів, в результаті чого утворюються еліптичні контакти, які сприймають дані навантаження.

Для моделювання реального вузла тертя необхідно знати форму статичного контакту взаємодіючих тіл, що імітують умови статичного тертя. Визначення властивостей статичного контакту взаємодіючих деталей у неконформних вузлів тертя зводиться до визначення форми контакту,

максимальних контактних нормальних та дотичних напружень в підповерхневій зоні контакту і залишкових деформацій (рис. 2.4).

Геометрію недеформованих контактуючих тіл в загальному випадку можна представити шляхом притиснення двох еліпсоїдів. Два тіла з різними радіусами кривини щодо двох головних площин (x та y), які проходять крізь контакт між тілами, торкаються в одній точці при нульовому навантаженні. Такий стан називається точковим контактом, в якому радіуси кривин позначаються r (див. рис. 2.4). Прийнято, що опуклі тіла мають позитивну кривину, а увігнуті тіла – негативну кривину. Таким чином, якщо центр кривини лежить всередині тіла, то радіус кривини - позитивний, в іншому випадку – негативний.

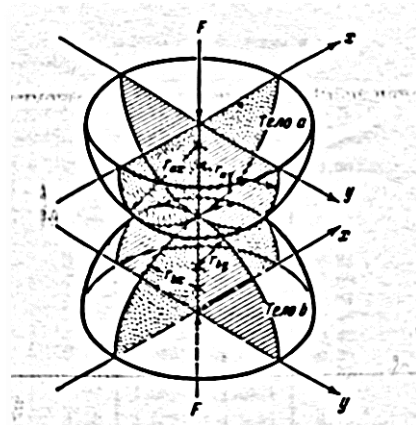


Рис. 2.4. – Геометрія з точковим контактом тертя у вигляді двох притиснутих еліпсоїдів [207].

Важливо відмітити, що якщо вибір координат x та y відповідає умові згідно [85]:

$$\frac{1}{r_{ax}} + \frac{1}{r_{bx}} \geq \frac{1}{r_{ay}} + \frac{1}{r_{by}}, \quad (2.1)$$

то координата x визначає напрям малої напіввісі, а координата y – великої напіввісі еліпсу контакту, яка виникає при додаванні навантаження. Напрямок руху (кочення) завжди задається вздовж вісі x .

Сума (приведений радіус) та різниця кривин, що є необхідним в аналізі контактних напружень і деформацій, визначається відповідно за наступними формулами згідно [85]:

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_x} + \frac{1}{R_y}, \quad \Gamma = R \left(\frac{1}{R_x} - \frac{1}{R_y} \right), \quad (2.2)$$

де

$$\frac{1}{R_x} = \frac{1}{r_{ax}} + \frac{1}{r_{bx}}, \quad (2.3)$$

$$\frac{1}{R_y} = \frac{1}{r_{ay}} + \frac{1}{r_{by}}. \quad (2.4)$$

Відношення радіусів кривин β визначається за наступною формулою згідно [85]:

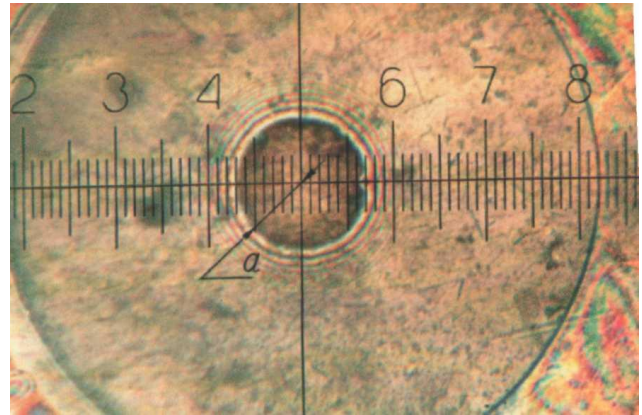
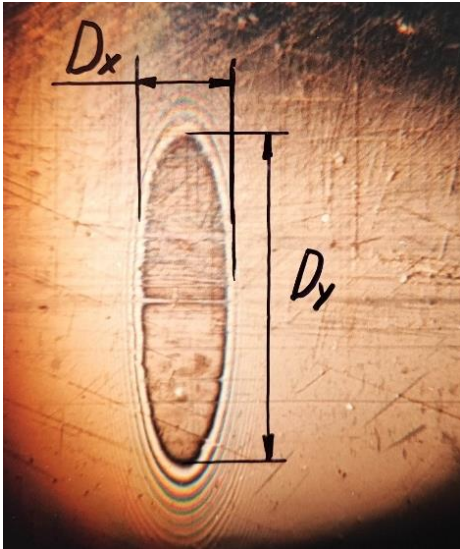
$$\beta = \frac{R_y}{R_x}. \quad (2.5)$$

Сформовані форми таких контактів називають точковими. Точкові контакти можуть бути еліптичним (рис. 2.5, а), коли відношення радіусів кривин лежить приблизно в межах $0 < \beta \leq 25$, або коловим (рис. 2.5, б), коли $\beta = 1$, оскільки $r_{ax} = r_{ay}$ і $r_{bx} = r_{by}$, тоді згідно виразів (2.3) і (2.4), виходить що радіуси кривин $R_x = R_y = r/2$. Якщо, радіуси кривин r_{ay} і r_{by} - нескінченні, тоді початковий еліптичний контакт перетворюється в лінійний під навантаженням.

Параметр еліптичності k пропорційний відношенню радіусів кривин β згідно виразу (2.5) та в загальному емпіричному вигляді можна записати таким чином:

$$k = m \cdot (\beta)^d, \quad (2.6)$$

де d , m - константи, які встановлюються за допомогою математичної обробки експериментальних даних щодо впливу параметру β .



а – еліптичний контакт ($\beta = 8$)

б – коловий контакт ($\beta = 1$)

Рис. 2.5 *а, б*. Форми точкового контакту тертя, зроблені методом оптичної інтерферометрії, в статичних умовах.

Якщо умова (2.6) виконується і $\beta > 1$, то еліпс контакту буде орієнтований великим діаметром впоперек напрямку руху (див. рис. 2.5, *а*), тоді $k > 1$, що характерно для форми контакту, який утворюється у кулькових підшипників із зовнішнім кільцем та діжкоподібних роликів підшипників. Коли відношення радіусів кривин β досягає значень поблизу 25, тобто, коли параметр еліптичності дорівнює приблизно 8, то еліптичний контакт вже буде нагадувати лінійний контакт з прямокутною формою контакту. Тому, наступні розрахунки точкового контакту доцільно вибирати в діапазоні $1 \leq \beta \leq 25$.

Коловий контакт (див. рис. 2.5, *б*), при якому $\beta = 1$, $k = 1$, характерний для кулькових підшипників з самовстановлюваним зовнішнім кільцем.

В еліптичному контакті, в якому $\beta < 1$, $k < 1$, еліпс контакту навпаки буде орієнтований малим діаметром впоперек напрямку руху і він буде характерний для деяких зубчастих передач та контакту колеса локомотиву по рейці (в даній роботі цей варіант не розглядається).

2.3.2. Методика розрахунку максимальних контактних напружень і деформацій в зоні фрикційного контакту з урахуванням форми контакту.

Якщо два пружних тіла приведені в контакт під навантаженням, то виникає площа, розмір якої залежить від прикладеного навантаження, пружних властивостей матеріалів і форми контакту.

В умовах еластогідродинамічного (ЕГД) мащення [40] дві поверхні розділені мастильним шаром, товщина якого має форму, показану на рис. 2.6.

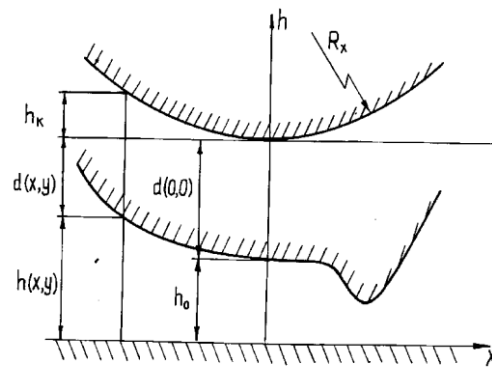


Рис. 2.6. Точковий контакту тертя з урахуванням пружних деформацій:

h_0 – центральна товщина мастильного шару;

$d(0;0)$ – величина пружної деформації в центральній ділянці контакту;

$h(x; y), d(x; y)$ – поточне значення товщини й деформації;

$h_k = \frac{x^2+y^2}{2R}$ – поточне значення товщини при $h_0 = 0$;

R_x – еквівалентний радіус кривини в площині X .

При звичайному параболічному наближенні для форми недеформованої плівки товщина мастильного шару в умовах деформації матиме такий вигляд:

$$h(x; y) = h_0 + \frac{x^2+y^2}{2 \cdot R} + d(x; y) - d(0; 0), \quad (2.7)$$

де $x; y$ – декартові координати.

Повна нормальна деформація $d(x_1; y_1)$ двох поверхонь визначається за наступним рівнянням:

$$d(x_1; y_1) = \frac{1}{\pi \cdot E'} \iint_A \frac{p(x; y) \cdot dx \cdot dy}{((x-x_1)^2 + (y-y_1)^2)^{\frac{1}{2}}}, \quad (2.8)$$

де приведений модуль пружності E' дорівнює:

$$E' = \frac{2}{\left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}\right)}, \quad (2.9)$$

де E_1 і E_2 – модулі пружності 1-го і 2-го тіл, що контактують між собою; ν_1 ; ν_2 – коефіцієнти Пуассону 1-го і 2-го тіл відповідно; x_1 ; y_1 – вузлові точки вздовж вісь x і y .

Для наближеного розрахунку деформацій і напружень у точковому контакті тертя можна застосовувати спрощений розрахунок напружень і деформацій за методикою, яка описана в [83], що дає змогу розв'язати класичне завдання Герца без застосування складних математичних розрахунків на ЕОМ з використанням спрощених формул із невеликою втратою точності до 5% порівняно з експериментальними вимірюваннями форми контакту [40].

Класичне розв'язання за Герцом для деформацій вимагає розрахунку параметрів еліптичності k і обчислення еліптичних інтегралів першого ψ і другого ε роду. Для точкового контакту тертя, параметри ψ і ε , як функції β , набувають спрощеного вигляду за допомогою апроксимуючих кривих (табл. 2.1). Дані параметри дозволяють визначити деформацію δ в центрі контакту з невеликою втратою точності, але без застосування складних математичних розрахунків при використанні діаграм, а також максимальні контактні напруження σ_{max} в центрі контакту залежно від співвідношення радіусів кривин β .

Таблиця 2.1. Значення еліптичних інтегралів 1-го і 2-го родів та допоміжного параметру для точкових контактів тертя в діапазоні $1 \leq \beta \leq 25$.

| Параметри | Значення (розрахункова формула) |
|---|--|
| 1. Параметр еліптичності 1-го роду, ψ | $\psi = \frac{\pi}{2} + \left(\frac{\pi}{2} - 1\right) \cdot \ln\beta$ |
| 2. Параметр еліптичності 2-го роду, ε | $\varepsilon = 1 + \left(\frac{\pi}{2} - 1\right)/\beta$ |
| 3. Допоміжний параметр, t | $t = 1 + 0,16 \cdot \operatorname{csch}(\beta^{2\pi}/2)$ |

Максимальне контактне напруження в центрі точкового контакту σ_{max} розраховується за наступними формулами:

- для колового контакту:

$$\sigma_{max} = \frac{3 \cdot F}{2 \cdot \pi \cdot a^2} \quad (2.10)$$

де F – прикладене навантаження,

$a = \left(\frac{6 \cdot \varepsilon \cdot F \cdot R}{\pi \cdot E'}\right)^{\frac{1}{3}}$ – радіус колового контакту, м (див. рис. 2.5 б).

- для еліптичного контакту:

$$\sigma_{max} = \frac{6 \cdot F}{\pi \cdot D_y \cdot D_x} \quad (2.11)$$

де F – прикладене навантаження, Н;

$D_y = 2 \cdot \left(\frac{6 \cdot k^2 \cdot \varepsilon \cdot F \cdot R}{\pi \cdot E'}\right)$ – діаметр великої вісі еліптичного контакту, м (див. рис. 2.5, а);

$D_x = 2 \cdot \left(\frac{6 \cdot \varepsilon \cdot F \cdot R}{\pi \cdot k \cdot E'}\right)$ – діаметр малої вісі еліптичного контакту, м (див. рис. 2.5, а).

Максимальна деформація в центральній зоні контакту δ розраховується за наступними формулами:

- для колового контакту:

$$\delta = \psi \cdot \left[\left(\frac{4,5}{\varepsilon \cdot R} \right) \cdot \left(\frac{F}{\pi \cdot E'} \right)^2 \right]^{\frac{1}{3}}, \quad (2.12)$$

- для еліптичного контакту:

$$\delta = \psi \cdot \left[\left(\frac{4,5}{\varepsilon \cdot R} \right) \cdot \left(\frac{F}{\pi \cdot k \cdot E'} \right)^2 \right]^{\frac{1}{3}}. \quad (2.13)$$

2.3.3. Методика розрахунку максимальних дотичних напружень та положення їх локалізації в підповерхневій зоні контакту з урахуванням форми контакту.

Однією з причин зношування є втома матеріалу, викликана циклічними пружними деформаціями на поверхні. Втомлені тріщини утворюються на певній глибині в площині, паралельній напрямку кочення, тобто, в ортогональному напрямі. Тому, особлива увага приділяється амплітуді дотичного напруження у той частині площині, де воно досягає максимуму.

Величина максимального дотичного напруження точкового контакту τ_{max} визначається за формулою:

$$\tau_{max} = \sigma_{max} \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot t - 1}}{2 \cdot t \cdot (t + 1)}, \quad (2.14)$$

де σ_{max} – максимальне контактне напруження в точковій приповерхневій зоні контакту;

t - допоміжний параметр (див. табл. 2.1).

Слід зазначити, τ_{max} представляє собою максимальну напівамплітуду підповерхневого ортогонального дотичного напруження.

Враховуючи те, що напруження віднесені до прямокутної системи координат з початком у центрі контакту, віссю z , що збігається із внутрішньою нормаллю розглянутого тілу, віссю x вздовж напрямку кочення та віссю y ,

перпендикулярною до нього, знаходимо положення локалізації τ_{max} за глибиною та вздовж напрямку кочення в площині xz :

- для колового контакту:

$$|Z_0| = \frac{a}{(t+1) \cdot \sqrt{2t-1}}; \quad (2.15)$$

$$|X_0| = \frac{t}{t+1} \cdot \sqrt{\frac{2t+1}{2t-1}} \cdot a, \quad (2.16)$$

де a – радіус колового контакту, м;

t - допоміжний параметр.

- для еліптичного контакту:

$$|Z_0| = \frac{D_x}{2 \cdot (t+1) \cdot \sqrt{2t-1}}; \quad (2.17)$$

$$|X_0| = \frac{t}{t+1} \cdot \sqrt{\frac{2t+1}{2t-1}} \cdot \frac{D_x}{2}. \quad (2.18)$$

де D_y – діаметр великої вісі еліптичного контакту, м;

D_x – діаметр малої вісі еліптичного контакту, м;

t - допоміжний параметр.

2.4. Оцінка мастильних середовищ за реологічним аспектом для підшипникових вузлів тертя.

2.4.1. Методика оцінки зміни динамічної в'язкості та стисливості мастильних середовищ від контактного тиску.

Для сучасних всесезонних моторних, трансмісійних, авіаційних та моторно-трансмісійних (універсальних) олів необхідно оцінювати динамічну

в'язкість на ротаційному віскозиметрі з метою наближення до реальних умов мащення різноманітних підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ – а саме, при високих напруженнях та швидкостях зсуву, для забезпечення механічної стабільності та міцності плівки в умовах максимального контактного тиску, максимальних контактних і підповерхневих дотичних напружень та деформацій, що є причиною появи втомного зношування кульки та доріжок тертя кільця підшипників [6].

Велике значення для технології мащення високонавантажених деталей трибомеханічних систем мають умови утворення мікро-ЕГД мастильного шару в локальному контакті тертя (див. підрозділ 1.2, розділ 1), за яких тиск та температура істотно впливають на в'язкість мастильного матеріалу, так само, як і на деформацію контактуючих тіл (форму плівки). В'язкість стисливих рідин збільшується одночасно із підвищенням тиску. Відносно низька стисливість мінеральних і синтетичних олив призводить до значного збільшення в'язкості при високих тисках [248]. Отже, у точках, що піддаються високому навантаженню, ефективна в'язкість стає вище номінальної в'язкості олив при рівних температурах. Одночасно, збільшення температури в таких умовах призводить до зниження ефекту збільшення в'язкості з ростом тиску. Також дуже важливий вплив реологічної поведінки оливи, який спостерігається, наприклад, при зростанні динамічної в'язкості відносно атмосферного тиску і температури на вході в контакт, що призводить до посилення впливу в'язкості з ростом тиску і температури.

Відповідна неньютонівська поведінка оливи з ростом тиску і температури призводить до сильного розрідження структурної в'язкості оливи завдяки додаванню до базової основи полімерних модифікаторів в'язкості для розширення в'язкісно-температурного діапазону експлуатації, які при зміні температури стискаються/розширюються, доводячи характеристики базових основ до номінальних значень [254]. При високій швидкості зсуву полімери шикуються в напрямку потоку і стискаються, що призводить до розрідження оливи. Крім того, деякі полімери при високій швидкості зсуву навпаки

загущуються (розширюють свій об'єм), а характеристики плинності таких рідин дещо втрачають лінійність залежно від температури [247].

Переймаючись цією проблемою, потрібно було розробити методику оцінки реологічних і триботехнічних характеристик, імітуючи реальні умови експлуатації для різних підшипникових вузлів тертя [84].

Як було сказано вище, основною реологічною характеристикою мастильного матеріалу є динамічна в'язкість (η), що є мірою опору витіканню або деформації рідини. Динамічну в'язкість оливи (η) при температурі (t) розраховують на підставі кінематичної в'язкості за формулою:

$$\eta = \nu \cdot \rho, \quad (2.19)$$

де ν – кінематична в'язкість, мм²/с.

ρ – густина оливи при тій же температурі, при якій визначалася кінематична в'язкість ν , г/см³;

З точки зору реологічної ознаки (залежності в'язкість – тиск – температура) досліджуваних олив, слід використовувати більш універсальне визначення динамічної в'язкості, що однаково підходить для ньютонівських і неньютонівських олив. Для цього використовують визначення динамічної в'язкості як співвідношення напруження зсуву (τ) до градієнту швидкості зсуву (γ):

$$\eta_0 = \frac{\tau}{\gamma}, \quad (2.20)$$

Вимірювання динамічної в'язкості (η_0) за атмосферним тиском та температурою на вході в контакт при високих градієнтах швидкості зсуву здійснюється за допомогою ротаційного віскозиметру (рис. 2.7) з використанням коаксіально-циліндричного вимірювального пристрою (рис. 2.8) [69].

При визначенні динамічної в'язкості, ротаційні віскозиметри мають переваги, які полягають в тому, що вони дозволяють вимірювати в'язкість, як

функцію часу при високому градієнту швидкості зсуву до $5 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$ і визначати наявність гістерезису пружно-в'язкісних властивостей.

Напруження (τ) та градієнт швидкості (γ) зсуву визначаються згідно наступних співвідношень:

– Напруження зсуву (τ):

$$\tau = \frac{M}{2 \cdot \pi \cdot l \cdot r^2}; \quad (2.21)$$

– Градієнт швидкості зсуву (γ):

$$\gamma = \frac{2 \cdot \omega \cdot R^2}{R^2 - r^2}; \quad (2.22)$$



Рис. 2.7. Загальний вигляд ротаційного віскозиметру РЕОТЕСТ 2.1.

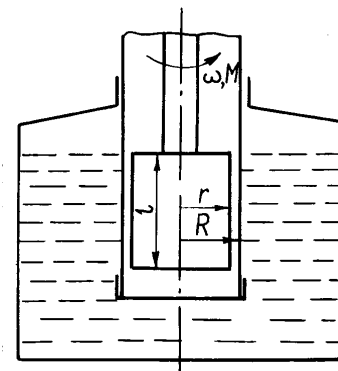


Рис. 2.8. Схема коаксіально-циліндричної системи РЕОТЕСТ 2.1.

Для встановлення впливу реологічних властивостей мастильного матеріалу, з точки зору ефективності мащення, для вузлів із точковим контактом тертя, використовується методика визначення залежності в'язкість-тиск-температура [84], згідно якої визначається зміна динамічної в'язкості в залежності від тиску і температури за допомогою експонентного закону залежності в'язкості від тиску:

$$\eta_p = \eta_0 \cdot e^{\alpha \cdot P}, \quad (2.23)$$

де η_p – в'язкість за тиском P , Па · с; η_0 – в'язкість на вході в контакт при $P = 0$, Па · с; α – коефіцієнт залежності в'язкості від тиску і температури (п'єзокоефіцієнт в'язкості), Па⁻¹.

П'єзокоефіцієнт в'язкості ($\alpha_{сер}$) характеризує ефективну в'язкість при зміні тиску і температури та визначається за наступним рівнянням [84]:

$$\alpha_{сер} \cdot P = A \cdot \left[\left(\frac{T-138}{T_0-138} \right)^{-S_0} \cdot B^Z - 1 \right], \quad (2.24)$$

де $A = \ln(\eta_0) + 9,67$ – реологічна константа для досліджуваної оливи;

$B = 1 + 5,1 \cdot 10^{-9} \cdot P_{max}$, Па;

η_0 – динамічна в'язкість при $P_{max} = 0$, Па · с;

P_{max} – максимальний тиск за Герцом, Па;

T_0 – атмосферна температура, 293 К (20°C);

$Z = 0,67$ – константа, яка залежить від тиску P_{max} ;

S_0 – в'язкісно-температурний коефіцієнт, який залежить від температури (T) і може бути знайдений за наступним співвідношенням:

$$S_0 = \frac{\theta \cdot (T_0 - 138)}{A}, \quad (2.25)$$

де θ – термов'язкісний коефіцієнт.

Стисливість мастильних матеріалів знаходиться за зміною густини (ρ_p) як функції температури і тиску згідно емпіричної залежності [40]:

$$\rho_p = \rho_0 \cdot \left(1 + \frac{0,6 \cdot P}{1 + 1,7 \cdot P} \right), \quad (2.26)$$

де P – тиск в точковому контакті тертя, Па.

2.4.2. Методика розрахунку основних триботехнічних і реологічних параметрів мастильних середовищ з урахуванням форми контакту для підшипникових вузлів тертя.

В умовах мікро-ЕГД режиму мащення час проходження мастильного матеріалу через зону контакту дуже малий, до того ж процес супроводжується великими змінами градієнтів тиску, температури, напружень і швидкостей зсуву. При такому режимі мащення, мастильні матеріали навіть мінерального походження, що традиційно вважаються ньютонівськими, можуть показувати відхилення від цієї моделі.

Неньютонівська рідина характеризується тим, що напруження зсуву між шарами не пов'язані прямою пропорційною залежністю зі швидкістю зсуву та можуть характеризуватися граничним напруженням зсуву і залежати, крім градієнту швидкості оливи, також від температури, тиску, стисливості тощо.

Реологічна поведінка оливи значною мірою залежить від частоти навантажень, оскільки при короткочасних, але високочастотних навантаженнях, наприклад, при експлуатації підшипників кочення, в зоні максимального тиску (максимального контактного напруження), олива не встигає зрелаксувати і набути вхідних властивостей. Тому, при максимальному тиску і швидкості зсуву, значно відчутний вплив в'язкопружності (реології) та стисливості, саме, на товщину мастильного шару, як головну триботехнічну характеристику.

Таким чином, неньютонівські властивості, що змінюють величину максимальних контактних і дотичних напружень в умовах мікро-ЕГД контакту, істотно впливають на товщину мастильного шару і силу тертя.

Сучасні оливи за екстремальними швидкісними, навантажувальними і температурними умовами, можуть поводитися як неньютонівські рідини, спотворюючи результати, отримані звичайним шляхом. При цьому, значно змінюються мінімальна і центральна товщини мастильних шарів між тертьовими поверхнями вузлів з точковим контактом тертя.

Головні триботехнічні ЕГД-характеристики точкового контакту тертя – мінімальна товщина мастильного шару (H_{min}) та товщина мастильного шару в центральній області контакту (H_0) – можуть бути узагальнені як функції зміни чотирьох безрозмірних параметрів швидкості (U), навантаження (W), властивостей матеріалів (G) та еліптичності (k – параметр еліптичності), і записані в наступному вигляді для точкового контакту тертя [84]:

$$H_{min} = n \cdot U^a \cdot W^b \cdot G^c \cdot (1 - e^{-dk}), \quad (2.27)$$

$$H_0 = n \cdot U^a \cdot W^b \cdot G^c \cdot (1 - e^{-dk}), \quad (2.28)$$

де a, b, c, d, n – коефіцієнти пропорційності, які встановлюються за допомогою математичної обробки результатів експериментальних досліджень емпіричного впливу кожного з параметрів.

k – параметр еліптичності, якій встановлюються згідно формули (2.6) за допомогою математичної обробки експериментальних досліджень емпіричного впливу форми контакту.

Безрозмірні параметри в наведеній формулі визначаються у такий спосіб:

1. Безрозмірна мінімальна товщина плівки в області контакту:

$$H_{min} = \frac{h_{min}}{R_x}. \quad (2.29)$$

2. Безрозмірна товщина плівки в центральній області контакту:

$$H_0 = \frac{h_0}{R_x}. \quad (2.30)$$

3. Безрозмірний параметр швидкості:

$$U = \frac{\eta_0 \cdot V}{E' \cdot R_x}. \quad (2.31)$$

4. Безрозмірний параметр навантаження:

$$W = \frac{F}{E' \cdot R_x^2}. \quad (2.32)$$

5. Безрозмірний параметр матеріалів:

$$G = \alpha_{сер} \cdot E'. \quad (2.33)$$

де h_{min} – мінімальна товщина мастильного шару в області контакту, м;

h_0 – товщина мастильного шару в центральній області контакту, м;

R_x - приведений радіус кривини двох тіл вздовж малої напіввісі (напрямую кочення), м;

η_0 – динамічна в'язкість за атмосферним тиском на вході в контакт, вимірюється на ротаційному віскозиметрі згідно методики, представленої в підрозділі 2.4.1, Па·с;

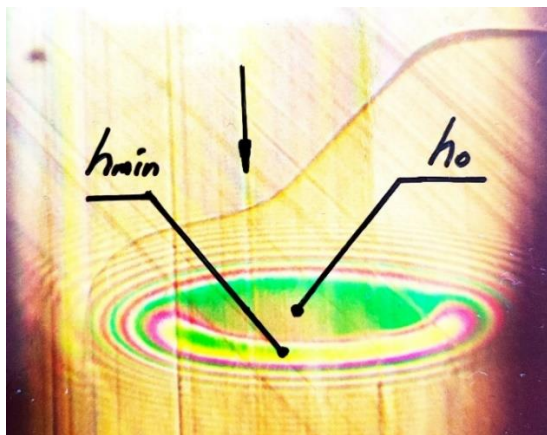
V – лінійна швидкість кочення, м/с;

E' – приведений модуль пружності, визначається за формулою (2.9), Па;

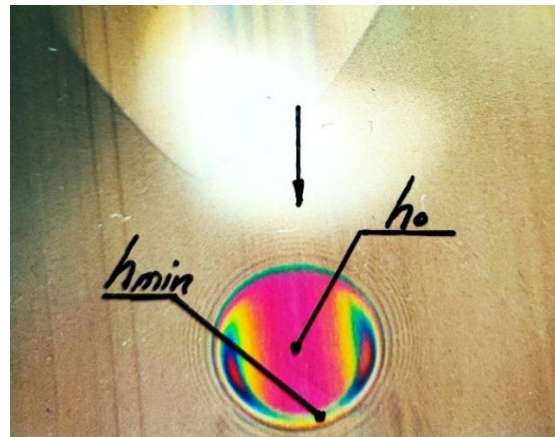
F – контактне навантаження, Н;

$\alpha_{сер}$ – п'єзокоефіцієнт в'язкості за тиском P і температурою T , визначається за формулою (2.24), Па⁻¹.

Форми точкових (колового та еліптичного) контактів в динамічних умовах тертя, представлені на рис. 2.9 *а, б* відповідно, які зроблені методом оптичної інтерферометрії на стенді оптико-інтерферометричних вимірювань (див. рис. 2.2, підрозділ 2.2).



а



б

Рис. 2.9 *а, б*. Форми точкових контактів та відповідні розподілення товщини мастильного шару з мінімальними значеннями товщини на виході з контакту

h_{min} та в центральній області контакту h_0 в динамічних умовах, що утворюються між контактними поверхнями підшипникових вузлів тертя:

а – еліптичний контакт ($\beta = 8$); *б* – коловий контакт ($\beta = 1$).

Форми точкових контактів (див. рис. 2.9 а, б) мають відповідні розподілення товщини мастильного шару з мінімальними значеннями товщини на виході з контакту h_{min} та в центральній області контакту h_0 , що виникають між контактними поверхнями підшипникових вузлів тертя.

2.5. Методика оцінки мастильних середовищ за фізико-хімічним аспектом.

2.5.1. Комплекс кваліфікаційних випробувань щодо визначення триботехнічних властивостей мастильних середовищ за різним якісним і кількісним хімічним складом.

Важливість проведення аналізу якісного і кількісного хімічного складу активних компонентів в мастильних середовищах на структурну пристосовуваність модифікованих шарів до реальних умов роботи, детальніше описано в підрозділах 1.3 і 1.5 (див. розділ 1). Хімічно активні речовини (ХАР), створюють на поверхнях тертя міцні хімічно модифіковані граничні шари (ХМГШ) при високих температурах за рахунок хімічної реакції та обміну валентних електронів атомів металу поверхні з компонентами мастильного середовища (відповідних ХАР) у вигляді солей металу: сульфідів, фосфідів, хлоридів та інших сполучень для поліпшення протизношувальних і протизадирних властивостей. Поверхнево-активні речовини (ПАР) в більшості органічного походження в складі мастильного середовища (модифікованих олив або сумішей), створюють на поверхнях тертя міцні органічні модифіковані шари при помірних температурах за рахунок фізичної адсорбції або хемосорбції без обміну валентними електронами атомів металу поверхні з компонентами мастильного середовища для поліпшення протизношувальних і антифрикційних властивостей. Виключенням є ПАР, що створюють самогенеруючі органічні плівки (СОП) на поверхнях тертя в широкому діапазоні температур у вигляді полімеризаційних шарів органічного походження (див. підрозділ 1.5), які за

своїми властивостями не уступають ХАР і ПАР щодо відповідних температур, але мають найкращу структурну пристосовуваність до екстремальних умов роботи.

Таким чином, з урахуванням попереднього аналізу (див. підрозділ 1.5) синергетичної дії ХАР і ПАР, постала необхідність дослідити аналіз їх комбінації для розробки практичних рекомендацій щодо їх ефективності з позицій надання останнім високих протизношувальних, протизадирних і антифрикційних властивостей для вузлів тертя.

Для проведення комплексних експериментальних досліджень щодо встановлення якісного і кількісного хімічного складу в мастильних середовищах та їх ефективності за триботехнічними властивостями, пропонується проводити двоетапні випробування: на першому етапі - експрес-аналіз елементного хімічного складу і концентрації у вигляді присадок (модифікаторів тертя, наномодифікаторів) в нейтральній базовій оліві за допомогою енергодисперсійного рентгено-флюорисцентного спектрометра (ЕДРФС) за європейським стандартом ASTM D7751 [189]; на другому етапі - одночасною оцінкою протизношувальних і антифрикційних властивостей за допомогою трибометра від швейцарської компанії CSM Instruments за європейським стандартом ASTM G99 [190] з високим ступенем точності отриманих результатів за схемою, представленою на рис. 2.10.

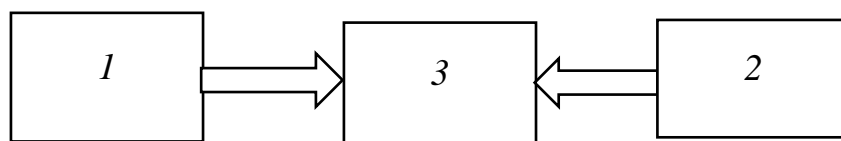


Рис. 2.10. Блок-схема комплексних двоетапних експериментальних досліджень:

1 – ЕДРФС; 2 - Трибометр; 3 – Єдине програмне забезпечення ЕДРФС і трибометра для ПК.

Спектрометр ЕДРФС (рис. 2.11) дозволяє досягти необхідної гнучкості та універсальності в налаштуванні процедури розрахунку концентрацій елементів в діапазоні від натрію (атомний номер 11) до урану (атомний номер 92) для

реєстрації спектрів точного оцінювання хімічного складу мастильних середовищ та концентрації компонентів ХАР або ПАР впродовж 10 секунд.

Дозвільна здатність спектрометру до 200 еВ дає можливість ідентифікувати хімічні компоненти та визначати оптимальну концентрацію з високою точністю завдяки 4096-канальному аналого-цифровому перетворювачу.

Спектрометр включає спеціальне програмне забезпечення, що дозволяє побудувати спектральні лінії елементного складу і концентрації в процентах або одиницях ppm досліджуваних компонентів (ХАР або ПАР) в мастильних середовищах.

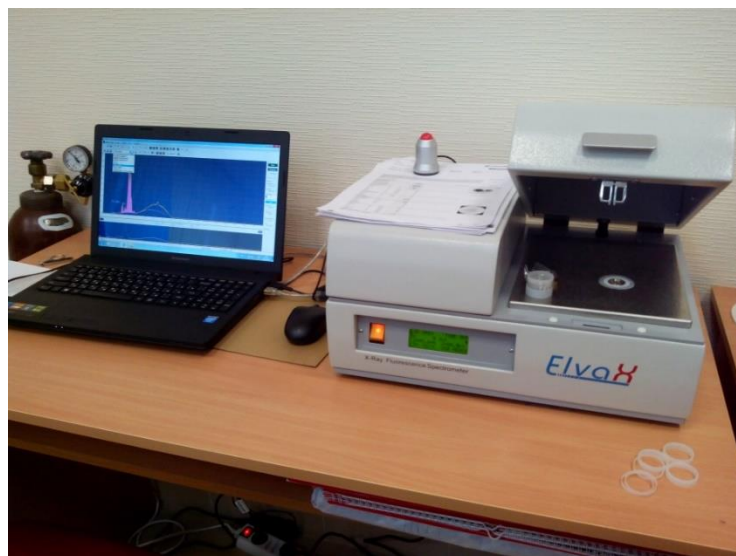


Рис. 2.11. Загальний вигляд спектрометру (ЕДРФС) та ПК з відповідним інтерфейсом програмного забезпечення.

Для визначення ефективності якісного і кількісного складу хімічних компонентів (ХАР або ПАР) доцільно одночасно проводити триботехнічні дослідження щодо оцінки протизношувальних і антифрикційних властивостей за допомогою трибometру з високим ступенем точності отриманих результатів. Нижче показаний загальний вигляд трибometру і принципова схема проведення випробувань (рис. 2.12).

Принцип вимірювання формування модифікованого шару (якщо значення вище 0) або лінійного зносу (якщо значення нижче 0) та сили тертя на

трибометрі, показаний на рис. 2.13, дозволяє визначати товщину модифікованого шару або глибину відбитку лінійного зносу H [нм] (протизношувальні властивості) контртілу (кульки) і коефіцієнт тертя μ (антифрикційні властивості) за мінімальними відхиленнями пружного важеля відповідно у вертикальному та горизонтальному напрямках в режимі реального часу (пробігу) з урахуванням зміни температури, контактного тиску, швидкості, вологи і, таким чином, визначати оптимальну концентрацію хімічних компонентів в мастильному середовищі за поліпшеними протизношувальними та антифрикційними властивостями.

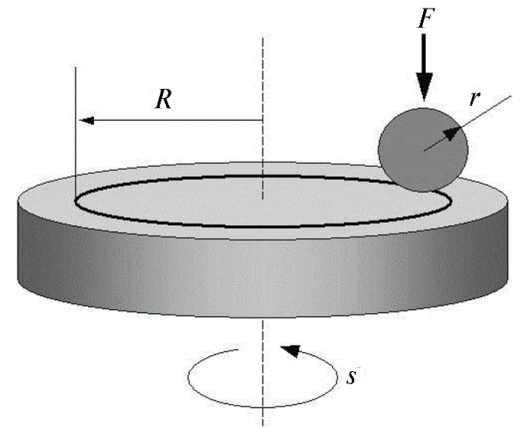
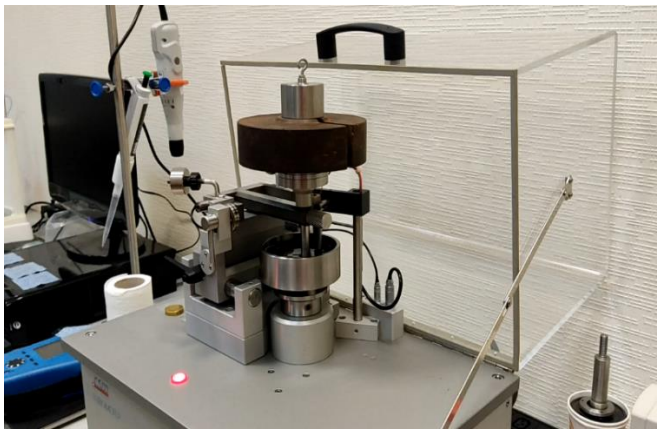


Рис 2.12. Загальний вигляд трибометру з відповідним ПК та схема проведення випробувань.

Трибопара (рис. 2.14), в якому сферичне контртіло (кулька) закріплюється в стрижень на кшталт кулькової ручки, занурюється в сталючу чашу, наповнену дослідженим мастильним середовищем, та притискає рухомий індентор (диск) з відомим контактним навантаженням.

Індентор у вигляді диску закріплюється на пружному важелі, яке з'єднується з індуктивним датчиком сили тертя. При обертанні дискового зразку між індентором та контртілом виникає сила тертя, яка вимірюється за допомогою мінімального відхилення пружного важеля в тангенціальному (горизонтальному) напрямі за датчиком LVDT (індуктивний датчик лінійних переміщень).

Надалі, за допомогою відповідного пружного важеля отримуються профілі товщини модифікованого шару (якщо $H > 0$) або глибини відбитку лінійного зносу (якщо $H < 0$) за вертикальними лінійними переміщеннями у [нм], як показано на рис. 2.15. Причому, відповідні вимірювання робляться за визначений пробіг (15 000 м) або при тимчасовій зупинці без зміни умов експерименту і демонтажу індентора. В такому випадку, за допомогою мікроскопу, вимірюється діаметр плями зношування d [мкм] контртілу (кульки), завдяки чому в поєднанні з глибиною відбитку зносу H [нм] можна визначати об'ємний знос H_V контртіла (кульки) за наступною формулою -

$$H_V = \frac{\pi \cdot d^2}{6} \cdot H.$$

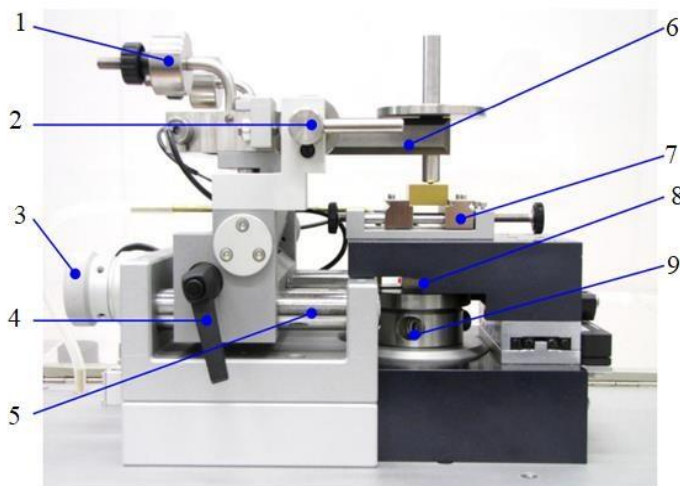


Рис. 2.13. Принципова схема трибометра:
 1 - протизвага; 2 - позацентровий затвор; 3 - кнопка для регулювання радіусу (з тонким градуванням); 4 - стопорна рукоятка; 5 - шкала в мм; 6 - ручка; 7 - тримач індентору; 8 - стрижень валу; 9 - гвинт блоку валу.



Рис. 2.14. Трибопара: індентор (диск) – контртіло (кулька).

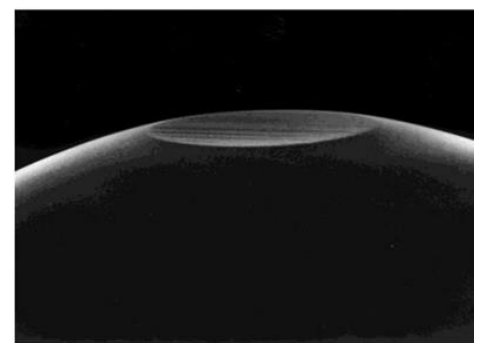


Рис. 2.15. Відбиток зносу контртілу (кульки).

Датчик LVDT забезпечує високу точність вимірювань тангенціальної (горизонтальної) сили і, як наслідок, коефіцієнту тертя впродовж довготривалого

періоду при швидкості обертання до 1500 об/хв. Модуль нагріву дозволяє проводити випробування до 150°C. Для управління і аналізу даних, трибометр оснащений ПК з встановленим єдиним програмним забезпеченням з ЕДРФС.

Для забезпечення умов, які імітують роботу підшипникових вузлів тертя, були запропоновані наступні триботехнічні пари: в якості контртілу - кулька діаметром 6 мм зі сталі ШХ-15 (AISI E 52100, HRC 67, клас шорсткості 10б); в якості індентору - диск діаметром 25 мм зі сталі ШХ-15 із покриттям TiN (клас шорсткості 12а). Випробування проводитиме при температурі 70°C, вологи — 75%, лінійної швидкості — 8,5 см/с, максимальному навантаженні — 50 Н.

2.5.2. Методика оцінки протизношувальних та протизадирних властивостей мастильних матеріалів на чотирикульковій машині тертя (ЧКМТ).

Методика визначення триботехнічних характеристик проводилася також на чотирикульковій машині тертя (ЧКМТ) згідно європейського стандарту ASTM D 2783 [191], принцип якого полягає у вимірюванні і розрахунку основних триботехнічних характеристик мастильних середовищ (рис. 2.16):

- Несучої здатності - за критичним навантаженням P_k ;
- Протизношувальних властивостей - за діаметром плями зносу D_z ;
- Протизадирних властивостей - за індексом задиру I_z .

Загальний вигляд ЧКМТ (рис. 2.17) та принципова схема контактної зони представляють собою піраміду з чотирьох сталевих кульок, які приведені у контакт (рис. 2.18). Три нижніх кульки закріплюють нерухомо в чаші машини з випробуваним мастильним матеріалом. Верхня кулька, яка закріплена в шпинделі машини, обертається щодо трьох нижніх під заданим навантаженням з частотою обертання $(1460 + 70) \text{ хв}^{-1}$. Провертання кульок в процесі випробування не допускається.

ЧКМТ має такі елементи:

- Кульки $(12,70 + 0,01) \text{ мм}$ зі сталі ШХ-15;

- Мікроскоп зі збільшенням зображення не менше ніж у 20 разів, що забезпечений відліковою шкалою з ціною поділки не більше 0,01 мм;
- Секундомір;
- Нефрас марки СЗ-80/120 або інший розчинник, що видаляє мастильний матеріал з деталей вузла тертя і не залишає плівки та інші забруднення;
- Шабер тригранний або інший інструмент для видалення задирів, що утворюються навколо плями зносу на кульках.

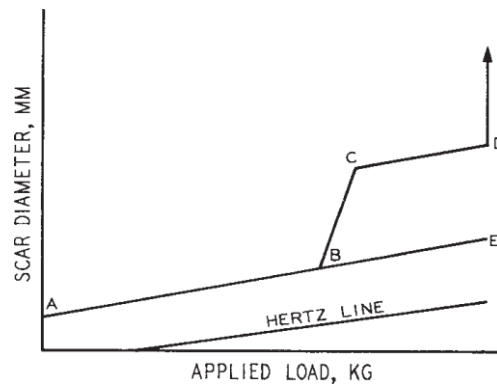


Рис. 2.16. Схема проведення вимірювань і розрахунків на ЧКМТ:
 Ділянки: AB – знос в умовах сталого зношування; BC – знос при задиру, що оцінюється критичним навантаженням P_k , CD – знос ефективності дії хімічних компонентів (ХАР або ПАР) до зварювання кульків.



Рис. 2.17. Загальний вид ЧКМТ.

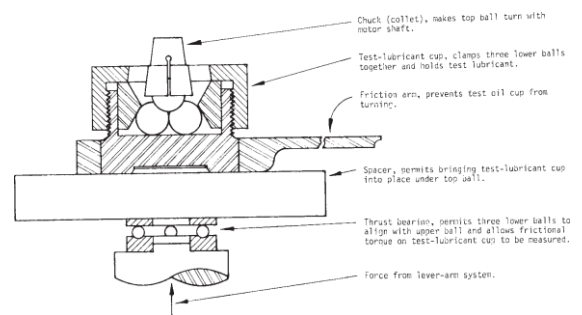


Рис. 2.18. Принципова схема контактної зони та дослідні 4 сталеві кульки.

Випробування кожного мастильного середовища проводять при температурі, встановленої в нормативно-технічній документації на мастильний матеріал і складається з серії випробувань. Кожне випробування проводять на новій пробі дослідної оливи і за чотирма новими кульками.

Для проведення випробування, кульки закріплюють в шпindel машини і в чаші для оливи. При випробуванні оливи його заливають таким чином, щоб кульки були повністю нею покриті. Потім встановлюють чашку з оливою в машину, плавно докладають задане навантаження і включають електродвигун. Температуру вузла тертя в місці розташування термопари підтримують з похибкою не більше ± 5 °С. Час розігріву вузла тертя до 300 °С не перевищують 35 хв.

Тривалість роботи машини від моменту включення до моменту виключення електродвигуна за поточним навантаженням в процесі визначення критичного навантаження і індексу задиру повинна бути 10 с, при визначенні показника зносу - 60 хв.

Після зупинки машини, вузол тертя охолоджують нижче 40 °С і зливають оливу з ділянок тертя на нижніх кульках. При наявності задирів по краях плям зносу їх видаляють шабером.

Діаметр плями зносу (D_z) кожного з трьох нижніх кульок у взаємно перпендикулярних напрямках мають точність не менш 0,01 мм. За результат вимірювання беруть середнє арифметичне значення вимірів плями зносу трьох нижніх кульок.

При визначенні критичного навантаження проводять ряд послідовних визначень за спадаючими або зростаючими навантаженнями відповідно до низки навантажень, максимально наближеними до передбачуваного критичного навантаження. Потім, використовуючи ряд навантажень, встановлюють критичне навантаження і проводять два послідовних випробування.

Критичним вважають навантаження (P_k) в Н, при якому середній діаметр плями зносу нижніх кульок, знаходиться в межах значень граничного зносу ($\pm 0,15$) для даного навантаження та збільшення якого до величини подальшого

навантаження викликає збільшення середнього діаметру плями зносу на величину більше 0,1 мм. За критичне навантаження (P_k), Н, приймають менше з двох отриманих значень P_k .

Умовне навантаження (Q), Н, для кожного осьового навантаження обчислюють за формулою:

$$Q_i = P_i \cdot \frac{d_{Гi}}{d_i} \quad (2.34)$$

де P_i – осьове контактне навантаження, Н;

$d_{Гi}$ - діаметр зони пружної деформації кульок за Герцом при навантаженні P_i , Н, мм;

d_i - середній діаметр плями зносу нижніх кульок при навантаженні P_i , Н, мм.

При визначенні індексу задиру випробування починають з початкового навантаження 196Н. Наступні визначення проводять зі зростаючими навантаженнями відповідно до низки навантажень до навантаження зварювання.

Індексом задиру (I_3) вважають величину в Н, обчислену згідно наступної формули:

$$I_3 = \frac{\sum Q_i}{n} \quad (2.35)$$

де $\sum Q_i$ - сума умовних навантажень від початкового навантаження до найближчого навантаження; n - число визначень.

2.6. Методичне забезпечення випробувань вузлів ДВЗ в нестационарних умовах тертя.

2.6.1. Універсальний автоматизований стенд тертя (УАСТ) для визначення реологічних і триботехнічних характеристик в нестационарних умовах тертя.

Основним принципом вибору схеми триботехнічних і реологічних випробувань в нестационарних умовах тертя є максимальне наближення до реальних умов роботи досліджуваних трибосполучень. Для цього необхідно забезпечити відповідність характеру руху зразків, величин і швидкостей ковзання, а також матеріалів пар тертя, які імітують умови роботи вузлів тертя в так званих режимів пуск-зупинка або «stop-end-go» (англ.). При виборі принципової схеми дослідження процесів тертя і зношування рухливих сполучень в мастильних матеріалах, необхідно враховувати отримання на зразках якісної картини, що спостерігається при реалізації умов інтенсивного тертя і зносу в деталях циліндро-поршневої групи (ЦПГ) двигуна внутрішнього згоряння (ДВЗ), а саме, при контактуванні компресійне кільце – внутрішня стінка робочого циліндру з повним приляганням контактних поверхонь в умовах тертя ковзання (конформні вузли) або з локальною зоною контакту в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням (неконформні вузли), де відповідні дослідження можуть бути віднесені для вузлів з лінійними контактами тертя, які працюють в ДВЗ (наприклад, кулачки ГРМ).

Обрана схема проведення досліджень (рис. 2.19) дозволяє врахувати такі процеси при терті, як взаємодія матеріалів триботехнічної пари в мастильному матеріалі, зміни форми контакту, реологічні зміни в мастильному матеріалі, зміни якісного та кількісного хімічного складу компонентів в мастильному середовищі, зношування рухливих сполучень.

Дослідження на машині тертя СМЦ-2 (див. рис. 2.19) засновано на методі вимірювання напруги в режимі нормально тліючого розряду (НТР) [150], що базується на теорії виникнення тліючого газового розряду в мастильному матеріалі (оливі), який пов'язаний з утворенням газових пухирців.

Якщо при малих зазорах у повітрі спостерігається розряд, тривалість якого незначна, то у мастильному середовищі розряд стабілізується за рахунок наявності в газовому пухирці важких молекул ($\approx 10\%$). Значення оливи в утворенні розряду складає в тому, щоб створити газовий канал, а потім стабілізувати процес розряду, хоча олива безпосередньої участі у розряді не

приймає. Всі вимірювання товщини мастильного шару проводяться при силі струму у 2А та 4А відповідно. Досягнення лінійної залежності напруги від струму у елементах електричного ланцюга відповідає сталому НТР, коли змінюється лише щільність струму при зміні сили струму, а падіння напруги у масляному шарі залишається постійним. Таким чином, в умовах сталого режиму НТР, товщина мастильного шару вимірюється за падінням напруги при 2А і 4А за виразом: $h = \frac{(2U_{2A} - U_{4A})}{140}$, [мкм].

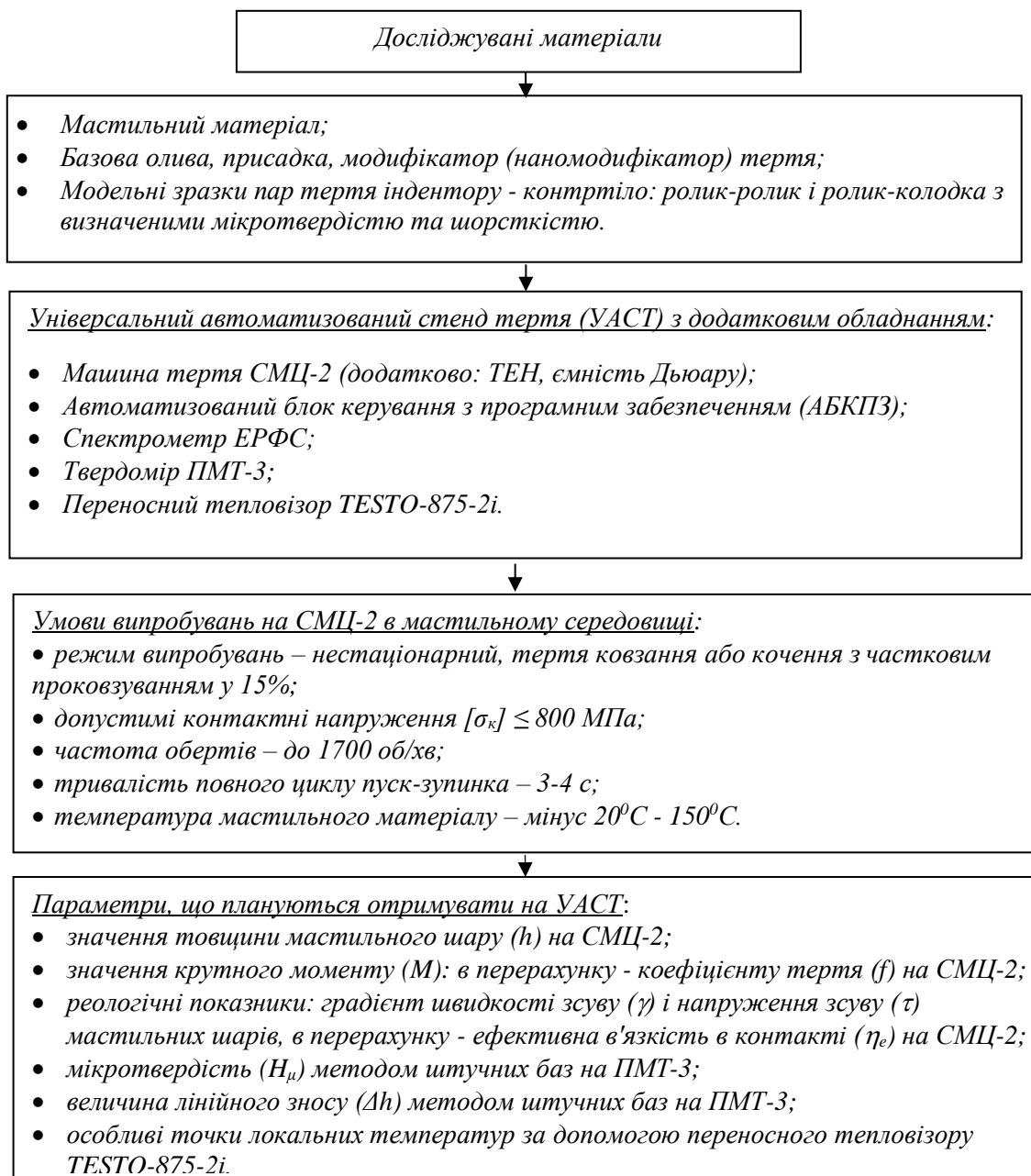


Рис. 2.19. Схема проведення досліджень на УАСТ для вузлів ДВЗ в нестационарних умовах тертя.

Блок-схема та загальний вигляд УАСТ показаний на рис. 2.20 і 2.21.

Використаний метод характеризується наступними перевагами:

- можливість зміни температури у межах від мінус 20⁰С до 150⁰С, що не впливає на величину падіння напруги;
- величина падіння напруги майже не залежить від властивостей і складу оливи, оскільки розряд відбувається у газі;
- вміст вологи і продуктів зносу, а також властивості металічних поверхонь пар тертя, не впливають на величину напруги;
- можливість вимірювати окремо товщину мастильних шарів різного походження, що ідеально для умов змішаного тертя.

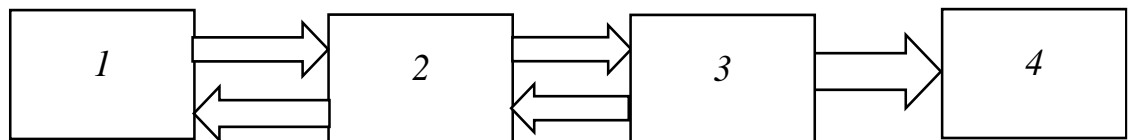
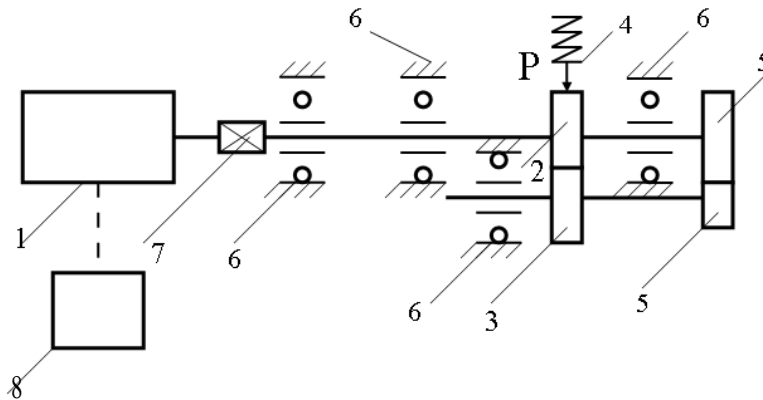


Рис. 2.20. Блок-схема УАСТ: 1 – Машина тертя СМЦ-2; 2 – 4: Автоматизований блок керування з програмним забезпеченням (АБКПЗ), який включає: 2 – Блок тензометрування; 3 – Аналого-цифровий перетворювач (АЦП); 4 – Програмне забезпечення для ПК.



Рис. 2.21. Загальний вигляд УАСТ.

За кінематичною схемою, машина тертя СМЦ-2 представляє собою одноконтактну установку (рис. 2.22), яка складається з вузла кріплення зразків «ролик – ролик» для реалізації умов кочення з частковим проковзуванням у 15% та «колодка – ролик» - для умов ковзання в нестационарному режимі тертя (рис. 2.23 а, б).

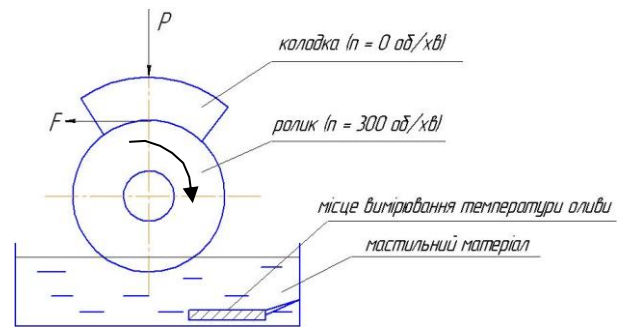
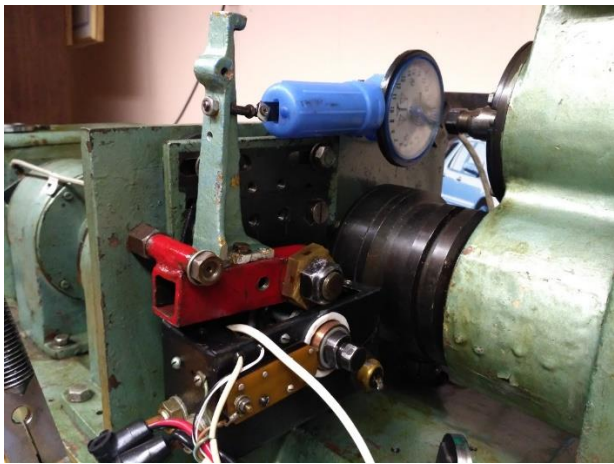


2.22. Кінематична схема СМЦ-2: 1 - генератор; 2, 3 – дослідні зразки; 4 – навантажувальний механізм; 5 – змінні шестерні; 6 – опори кочення; 7 – муфта; 8 - цифровий блок керування потужністю генератору.

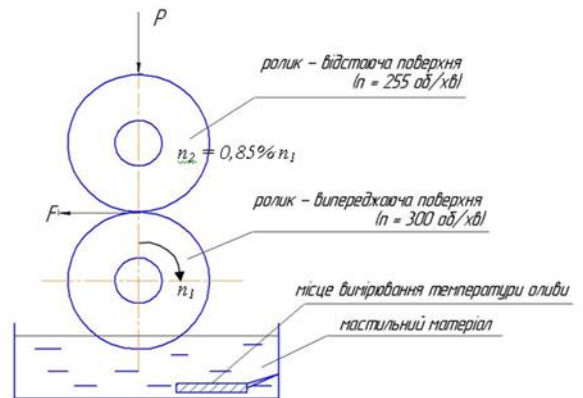
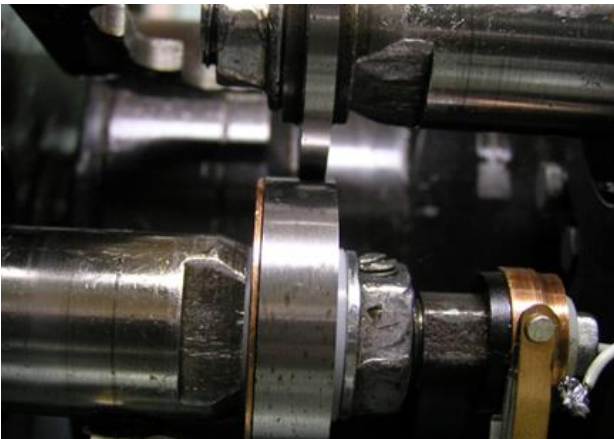
Кінематичний ланцюг приводу представляє собою замкнутий силовий контур, який складається з двох розгалужень, з'єднаних в місці контакту колодки (випереджаючого ролику) та ролику (відстаючого ролику). Привід силового контуру здійснюється від генератора постійного струму ГСК-1500М, керування потужністю реалізується через цифровий блок живлення постійного струму НУ3010Е. Перевага цифрового методу керування потужністю, у порівнянні з автотрансформаторним, полягає у безінерційності і характеризується високою точністю вимірювання параметрів при різних режимах навантаження при багатократному повторенні циклів.

Розроблені нові вузли тертя (див. рис. 2.23 а, б) є регульованим пристосуванням для кріплення або циліндричного ролику ($d = 50$ мм) для реалізації умов кочення з частковим проковзуванням або нерухомого зразку колодки для реалізації чистого ковзання.

Колодка встановлюється і закріплюється болтом через пластину в гнізді верхньої половини корпусу пристосування. Нижня половина корпусу пов'язана з верхньою через кульку за допомогою пальців, вільно розташованих в гніздах. Верхня половина пристосування надівається на вал каретки і кріпиться спеціальною гайкою. Для виключення перекосу попередньо проводиться обтиснення системи пристосування пари колодка - ролик за максимальним навантаженням. За рахунок кульки у пристосуванні забезпечується самовстановлення колодки у двох необхідних площинах поверхні ролику.



а



б

Рис. 2.23 а, б. Вузли тертя «колодка-ролик» (а) і «ролик-ролик» (б) та схеми контакту відповідних робочих поверхонь на установці СМЦ-2.

Вузол тертя працює в постійному обсязі мастильного матеріалу (≈ 200 мл), що посилює режим тертя, але спрощує проведення експериментальних

досліджень. Зона контакту зразків занурена в мастильний матеріал, і тим самим, поліпшується тепловідвід з робочих поверхонь рухливих сполучень і постачання в зону тертя мастильного матеріалу, що наближає умови роботи вузла тертя до реальних умов експлуатації. Від електродвигуну постійного струму через клинопасову передачу передається необхідна частота обертання на вал, встановлений на підшипниках, що закріплені в проміжній опорі. На валу кріпиться нижній зразок-ролик. Верхній нерухомий зразок (колодка) або рухомий (ролик) поміщається в оправлення, що закріплюється на вихідному валу каретки. Для установки верхнього зразку в оправлення, каретка відкидається.

Перед виконанням експериментальних досліджень процесів тертя і зношування рухливих сполучень проводиться градування засобів вимірювальної техніки в режимі статичного навантаження на цифровому вольтамперметрі за допомогою спеціального пристосування і мірних важелів згідно з інструкцією по експлуатації машини тертя. При цьому похибка вимірювання величини не перевищує 5%, обумовлених інструкцією по експлуатації.

Коефіцієнт тертя f при зношуванні трибопари в нестационарних умовах тертя для УАСТ визначається за наступною формулою:

$$f = \frac{M \cdot 0,1}{25} \cdot N^{0,12} \quad (2.37)$$

де M – вимірюваний момент тертя, Н·м;

N – кількість циклів (пуск-зупинка).

Напруження зсуву τ мастильних шарів в зоні контакту визначається за наступною формулою:

$$\tau = \frac{f \cdot F}{S} \text{ [МПа]}, \quad (2.38)$$

де f – коефіцієнт тертя;

F – контактне навантаження, Н;

S – площа контакту, мм².

Градiєнт швидкостi зсуву γ мастильних шарiв в зонi контакту визначається за наступною формулою:

$$\gamma = \frac{V_k}{h} \cdot 10^5 [c^{-1}], \quad (2.39)$$

де $V_k = V_{\text{к.нижн.ролику}} - V_{\text{к.верх.ролику (колодки)}}$ – лiнiйна швидкiсть кочення з проковзуванням для трибопари «ролик-ролик» або лiнiйна швидкiсть ковзання для трибопари «ролик-колодка», м/с;

h – вимiрювана товщина мастильного шару, м,

Ефективна в'язкiсть η мастильних шарiв в зонi контакту визначається за наступною формулою:

$$\eta = \frac{\tau}{\gamma} \cdot 10^2 [\text{Па} \cdot \text{с}], \quad (2.40)$$

де τ – напруження зсуву, МПа;

γ – градiєнт швидкостi зсуву, с⁻¹.

Зважаючи на швидкiсть змiни пускового моменту тертя, замість iндуктивного методу вимiрювання, що має велику iнерцiйнiсть, використовується метод тензометрування.

Для цього фланець приводного генератору закрiплюється на вiльній опорi, що встановлений на пiдшипниках. До генератору приєднується два коромисла, одне з яких виконує роль балансиру, а на другий, за допомогою пружної пластини, наклеюється тензодатчик. В якостi тензодатчику використовується дротяний тензорезистор загального призначення з одноелементною петльовою решiткою на плiвковiй основi ПКП-20-200 з номiнальним опором 200 Ом i робочим струмом 30 мА; коефiцiєнт тензочутливостi складає $2,0 \pm 0,2$, поперечна чутливість – 2% вiд граничної, межа вимiрювання вiдносних деформацiй – $3 \cdot 10^{-3}$.

Для обмiну параметричною iнформацiєю мiж первинними перетворювачем (тензодатчиком) i ПК, використовується програмований

комплекс, до складу якого входить аналого-цифровий перетворювач (АЦП) „eZtrend V5” фірми „Honeywell” (рис. 2.24), призначений для комутації аналогових сигналів і перетворення їх в цифровий код. У програмі реалізований апаратний запуск АЦП. Запит АЦП виконується до сигналу готовності перетворювачу. Для апаратного запуску АЦП через різні проміжки часу використовується таймер, що входить до складу універсального програмованого комплексу.

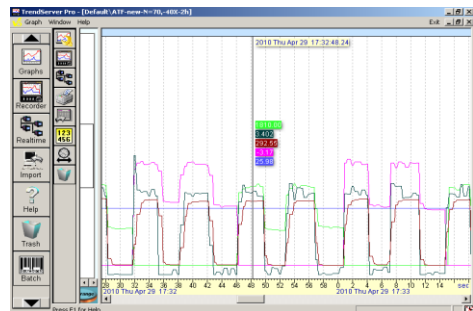
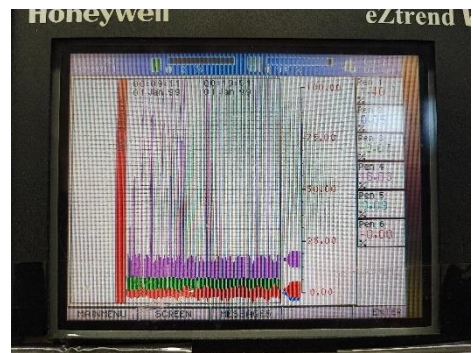


Рис. 2.24. Аналого-цифровий перетворювач (АЦП) «eZtrend V5 Honeywell» та інтерфейс первинних параметрів на АЦП та вихідних на ПК значень (частоти обертання валу).

Алгоритм обробки параметричної інформації реалізований у вигляді окремих програмних модулів і складається з двох функціонально незалежних етапів. Етап формування бази даних експерименту включає наступні програмні модулі:

- модуль планування умов експерименту. Керується за допомогою основних функціональних (програмованих) клавіш, що дозволяють перемкнутися на різні режими роботи;

- модуль зчитування інформації з датчиків, який функціонує в реальному режимі часу. Інформація з датчиків аналогових сигналів (реологічні показники, товщина мастильного шару, частота обертання валу двигуна, момент тертя на валу двигуна та об'ємна температура оливи) передається із заданими інтервалами часу у модуль первинної обробки даних.

Відповідно до методики проведення експерименту, програмно визначаються режими нестационарної (пуск і зупинка) і стаціонарної роботи установки, контрольні точки циклу, значення моменту тертя, товщини мастильного шару, реологічні показники та об'ємної температури оливи. Результати обробки інформації заносяться в базу даних експерименту.

Етап обробки і відображення інформації використовує дані, що зберігаються в базі даних. Результати обробки представляються у вигляді таблиць, графіків і файлів даних для подальшої статистичної обробки і математичного аналізу.

Таким чином, функціональні можливості комплексу УАСТ дозволяють:

- проводити дослідження у стаціонарному і нестационарному режимів тертя;
- задавати умови навантаження, при цьому підтримується стабільна частота обертання із зміною навантаження;
- плавно змінювати частоту обертання зразків у діапазоні від 15 до 1700 об/хв, що відповідає лінійним швидкостям 0,04 - 5 м/с;
- регулювати режими пуску та зупинки від 1 до 10 с (в середньому 3 – 4 с) і встановлювати умови роботи терміном від 3 с до 9 днів 23 год 59 хв;
- багатократно повторювати цикли пуск - зупинка або пуск - встановлений режим - зупинка в аналогічних умовах.

Виміряні в процесі експерименту параметри вводяться через спеціальний програмований комплекс на персональний комп'ютер, аналізуються і виводяться на екран, з можливістю збереження у вигляді графічних залежностей і табличних даних.

Вимірювання та регулювання температури здійснюється за допомогою цифрового терморегулятора ТР-3 з вбудованими датчиками температури та

діапазоном вимірювання від мінус 20°C до 150°C. Примусовий нагрів оливи до заданої температури здійснюється за допомогою нагрівального елемента – ТЕНу. Умови низьких температур забезпечуються циркуляцією діоксиду вуглецю від ємності Д'юару (див. рис. 2.21).

Для дослідження взаємозв'язку між об'ємною температурою досліджуваної оливи, виміряною термопарою, та локальною температурою в локальній зоні контакту, використовувався тепловізійний метод вимірювання поля локальних температур при використанні різних режимів навантаження в контакті.

Тепловізійний метод дозволяє досліджувати зміну локальних температур вузлів тертя в зоні та за межами контакту за допомогою сучасного переносного тепловізору TESTO-875-2i на УАСТ (рис. 2.25).



Рис. 2.25. Загальний вигляд переносного тепловізору TESTO-875-2i для УАСТ.

Технічні характеристики переносного тепловізору вказаної марки наступні:

- детектор 160 x 120 пікселів, неохолоджуваний мікроболометр;
- термочутливість - 0,08 °С;
- спектральний діапазон 8...14 мкм;

- дисплей 3,5' ЖКІ, 320 x 240 пікселів;
- перегляд зображення – інфрачервоне й реальне (цифровий фотоапарат);
- діапазон виміру температури (- 20 ... + 280 °С) ;
- похибка виміру – 2 °С;
- мінімальна фокусна відстань – 0,4м;
- картка пам'яті на 2Гб (приблизно 1000 зображень);
- живлення від літійових акумуляторів;
- робоча температура навколишнього середовища – від (-15 °С) до (+50 °С);
- час роботи від акумуляторів – 4 години;
- вага близько 900 г.

2.6.2. Методика оцінки механічних властивостей і параметрів зносу вузлів тертя ДВЗ.

Більшість видів зношування при терті поверхонь в зоні фрикційного контакту в екстремальних умовах роботи, характеризується напружено-деформованим станом поверхонь тертя, тому важливим є комплексний підхід щодо визначення стійкого мащення, структурної пристосовуваності новоутворених модифікованих шарів та інтенсивності зношування в зоні фрикційного контакту. Тільки при такій постановці питання можна пояснити явище тертя і встановити механізми підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя ДВЗ.

В ході експериментальних досліджень необхідно було вести контроль за кінетикою зношування, що дозволяє спостерігати зміни стану трибосистеми і прогнозувати надійність роботи вузлів тертя.

Більш точним методом визначення зносу на УАСТ є класичний метод вирізаних лунок або метод штучних баз, який призначений для вимірювання відбитків лінійного зносу [111]. У роботі використовувався прилад ПМТ-3 (рис. 2.26) з індентором, який являє собою чотиригранну алмазну пірамідку з кутом при вершині 136° (рис. 2.27).



Рис. 2.26. Загальний вигляд приладу ПМТ-3.

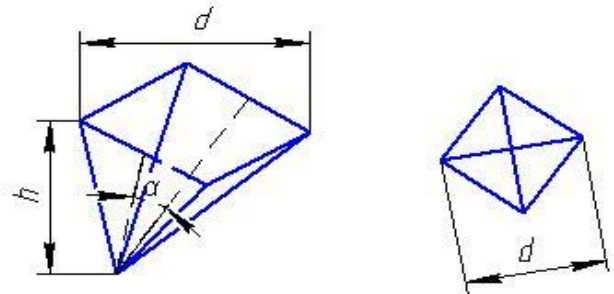


Рис. 2.27. Відбиток пірамідки з квадратною основою.

Переваги цього методу наступні:

- застосування оптичного приладу дозволяє одержати точні дані про величину лінійного зносу;
- нанесення лунок не впливає на роботу і міцність деталей вузлів тертя;
- за ступенем стирання і деформації кутів відбитку від індентору можливо судити про вплив контактних напружень в зоні фрикційного контакту;
- одночасно, з дослідженням кінетики зношування, можна проводити дослідження на мікротвердість поверхневих шарів металу.

Вимір величини зносу методом штучних баз полягає у визначенні шляхом обчислення відстані від поверхні тертя до днища заглиблення штучно зробленого на цій поверхні відбитку, ширина якого звужується від поверхні до днища заглиблення. Вісь заглиблення розташована перпендикулярно до поверхні тертя, і лінійний знос поверхні визначають у напрямку цієї вісі.

Заглиблення на поверхні наноситься алмазним індентором у вигляді пірамідки шляхом вдавлення лунки обертаючим алмазним різцем із

заточенням у вигляді тригранної пірамідки. По зміні довжини відбитку на поверхні тертя, співвідношення якого з глибиною заздалегідь відомо, можливо визначити величину місцевого лінійного зносу.

Глибина відбитку (рис. 2.28) від квадратної пірамідки розраховується за формулою:

$$i = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot t \cdot g \frac{\alpha}{2}} \cdot d \quad (2.41)$$

де i — глибина відбитку, мкм;

α — кут при вершині між протилежними гранями;

d — довжина діагоналі, мкм.

За кутом $\alpha = 136^\circ$:

$$i = \frac{d}{7}, \quad (2.42)$$

Величина лінійного зносу плоскої поверхні визначається як різниця глибин відбитку до початку і після закінчення зносу:

$$\Delta i = i_1 - i_2 = \frac{1}{m} (d_1 - d_2), \quad (2.43)$$

де Δi — лінійний знос, мкм;

i_1 — глибина відбитку до випробувань, мкм;

i_2 — глибина відбитку після випробувань, мкм;

d_1 — довжина діагоналі відбитку квадратної пірамідки до випробувань, мкм;

d_2 — довжина діагоналі відбитку квадратної пірамідки після випробувань, мкм;

m — коефіцієнт пропорційності (величина, постійна по всій глибині для відбитку правильної пірамідки).

Для пірамідки за кутом $\alpha = 136^\circ$:

$$\Delta i = \frac{1}{7} (d_1 - d_2). \quad (2.44)$$



Рис. 2.28. Відбитки пірамідки щодо визначення лінійного зносу методом штучних баз.

Зносостійкість деталей машин в значній мірі визначається якістю модифікованого шару і процесами, що відбуваються в ньому при терті.

Дослідженнями авторів [5,29,181] встановлено, що процес зношування і руйнування поверхні має втомний характер і характеризується трьома періодами: 1-й – припрацюванням, 2-й – накопиченням пошкоджень, 3-й – руйнуванням.

Мікротвердість поверхонь тертя до кінця припрацювання стабілізується, незалежно від їх початкового стану. За час припрацювання, відбувається формування нової поверхні зі зміною її фізико-хімічних властивостей [107]. У другому періоді, під дією циклічного навантаження відбувається мікропластична деформація в структурі та накопичення пошкоджень (вакансій, дислокацій, мікротріщин). У третьому періоді, відбувається утворення мікротріщин та викришування матеріалу.

При дослідженні на мікротвердість чисельним значенням результату виміру є частка від ділення навантаження P (кГ) на бічну поверхню F відбитку (мм^2) в припущенні, що кути у відбитку такі ж, як у самої пірамідки:

$$H_{\mu} = \frac{P}{F} = \frac{2P \cdot \sin^{\alpha}/2}{d^2} = \frac{1,854P}{d^2}; \quad (2.45)$$

де α - кут при вершині алмазної пірамідки (136°, або 2,47 радіан).

2.6.3. Вибір матеріалів для вузлів ДВЗ.

При виборі матеріалів рухливих сполучень необхідно було врахувати їх сумісність і пристосованість один до одного при зміні умов напрацювання і режиму мащення. Сукупність різних факторів в екстремальних умовах роботи (високі швидкості, навантаження, локальні температури, контактні тиски тощо), які характерні в реальних умовах експлуатації, сприяють активному утворенню міцних твердих або органічних модифікованих шарів за наявності ХАР або ПАР в мастильному середовищі. Тому, вибір матеріалів вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, напряду впливають на міцність новоутворених ХМГШ або СОП за наявності мастильного середовища.

Зразки для випробувань були вибрані для імітування умов тертя кочення з частковим проковзуванням неконформних вузлів тертя ДВЗ, для яких була застосована трибопара «ролик – ролик», та тертя ковзання конформних вузлів ДВЗ, для яких була застосована трибопара «колодка-ролик» (рис. 2.29) з повним приляганням припрацьованих поверхонь тертя.

Сталеві зразки роликів діаметром $d = 50$ мм були виготовлені з хромистої сталі Ст40Х, після термообробки їх твердість становила НРС 47-50. Вибір сталі для виготовлення зразків контакту «ролик – ролик» пов'язаний з тим, що прийнята сталь широко використовується для вузлів ДВЗ.

Для зразків контакту «ролик – колодка»: в якості ролику був виготовлений сталевий зразок діаметром $d = 50$ мм з хромистої сталі Ст40Х після термообробки (НРС 47-50); в якості колодки - виготовлені зразки з сірого чавуну (матеріалу внутрішньої стінки гільзи циліндру ДВЗ) та з бронзи БрОЦС-4-4-17 (містить в своєму складі алюміній і олово), що широко використовуються в якості

матеріалу для виготовлення вкладишів колінчастого валу. Зазначена твердість зразків роликів приймалася з метою забезпечення реальних умов експлуатації.

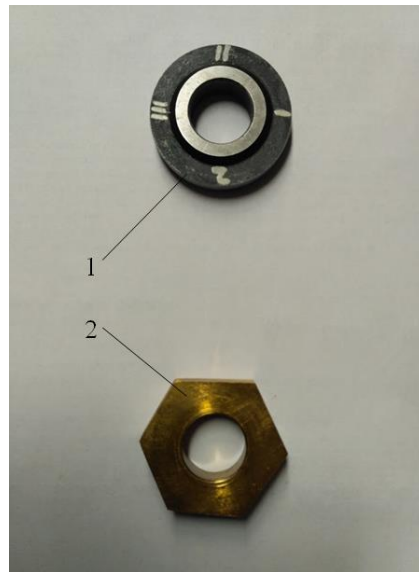


Рис. 2.29. Зразки контакту «ролик – колодка» для проведення кваліфікаційних досліджень на УАСТ: 1 – ролик; 2 – колодка.

Таким чином, використовувались наступні сполучення матеріалів для пари «ролик - ролик»: сталь 40Х – сталь 40Х (кулачки ГРМ); для пари «колодка – ролик»: сірий чавун – сталь 40Х (ЦПГ ДВЗ) та бронза БрОЦС-4-4-17 – сталь 40Х (вкладиші колінчастого валу ДВЗ).

2.7. Методика розрахунку основних триботехнічних і реологічних параметрів мастильних середовищ для вузлів ДВЗ.

2.7.1. Розрахунок товщини мастильного шару в залежності від ходу поршню ДВЗ та типу мастильного матеріалу.

Головна ЕГД характеристика мастильних середовищ є товщина мастильного шару H , що визначається за методикою згідно [82] та може бути узагальнена, як функція зміни чотирьох безрозмірних параметрів: швидкості U , навантаження W , властивостей матеріалів G та параметру форми контакту Z_m :

$$H = n \cdot U^a \cdot W^b \cdot G^c \cdot Z_m, \quad (2.46)$$

де $Z_m = 1 - \exp^{-0,68k}$ - параметр форми контакту [82];

k – параметр еліптичності;

n, a, b, c – константи, які встановлюються за допомогою математичної обробки експериментальних досліджень емпіричного впливу кожного з параметрів.

Параметр еліптичності k пропорційний відношенню радіусів кривин гільзи циліндру R_z до верхнього компресійного кільця R_k , який виникає внаслідок придбаної незначної овальності контактних поверхонь внаслідок деякого зносу або погано припрацьованих поверхонь тертя та знаходиться за наступним емпіричним рівнянням:

$$k = m \cdot \left(\frac{R_z}{R_k}\right)^d, \quad (2.47)$$

де d, m - константи, які встановлюються за допомогою математичної обробки розрахунків вхідних параметрів двигуна щодо емпіричного впливу відношення радіусу кривини гільзи циліндру R_z до радіусу кривини верхнього компресійного кільця R_k (параметру еліптичності β згідно виразу 2.6).

Наступні безрозмірні параметри визначаються у такий спосіб:

1. Безрозмірна товщина мастильного шару:

$$H = \frac{h}{R_{np}}. \quad (2.48)$$

2. Безрозмірний параметр швидкості:

$$U = \frac{\eta_o \cdot V}{E' \cdot R_{np}}. \quad (2.49)$$

4. Безрозмірний параметр навантаження:

$$W = \left(\frac{P_{max}}{0,418}\right)^2 \cdot \frac{R_{np}}{E'}. \quad (2.50)$$

5. Безрозмірний параметр матеріалів:

$$G = \frac{E' \cdot 10^{-6}}{\alpha}. \quad (2.51)$$

де h – товщина мастильного шару в розмірних координатах, [мкм];

R_{np} – приведений радіус кривини контакту, [м];

η_0 – динамічна в'язкість мастильного матеріалу на вході в контакт, [Па·с];

V – лінійна швидкість, [м/с];

E' – приведений модуль пружності матеріалів, [Па];

P_{max} – максимальний контактний тиск за Герцом, [Па];

α – п'єзокоефіцієнт в'язкості, [Па⁻¹, $\frac{M^2}{H}$].

Таким чином, товщину h мастильного шару, що формується між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру, можна записати в розмірних координатах у наступному вигляді:

$$h = n \cdot 10^6 \cdot U^a \cdot W^b \cdot G^c \cdot (1 - \exp^{-0,68k}) \cdot R_{np}, \text{ [мкм]}. \quad (2.52)$$

де U – безрозмірний параметр швидкості, який знаходиться за рівнянням (2.49);

W – безрозмірний параметр навантаження, який знаходиться за рівнянням (2.50);

G – безрозмірний параметр матеріалів, який знаходиться за рівнянням (2.51);

R_{np} – приведений радіус кривини контактних поверхонь;

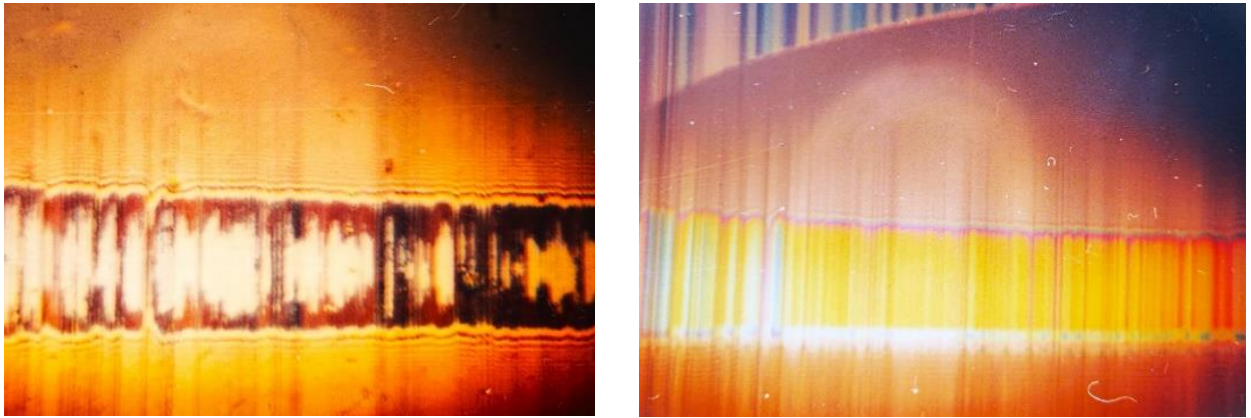
k - параметр еліптичності, який знаходиться за рівнянням (2.47);

n, a, b, c – константи, які встановлюються за допомогою математичної обробки експериментальних даних емпіричного впливу кожного з параметрів.

Форма контакту в статичних та динамічних умовах тертя, що показані на рис. 2.30 *a, б* відповідно, зроблені методом оптичної інтерферометрії (взято з роботи [85]), та має відповідне розподілення товщини мастильного шару, яке виникає між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру ЦПГ ДВЗ внаслідок деякого зносу, коли порушується прилягання відповідних тіл тертя і, збільшується, таким чином, коефіцієнт еліптичності k .

Для припрацьованих тіл тертя, характерно практично повне прилягання контактних поверхонь, що характерно для конформних вузлів в умовах чистого тертя ковзання. Але, незначну частку еліптичності форми контакту, треба

враховувати внаслідок неприпрацьованих контактних поверхонь, особливо в тих вузлах, де виникає постійне мастильне голодування (екстремальні умови роботи).



a

б

Рис. 2.30 *a, б*. Форма контакту, що утворюється між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру ДВЗ із різними кривинами неприпрацьованих поверхонь тертя, в статичних (*a*) і динамічних (*б*) умовах роботи [85].

Безрозмірні параметри швидкості, навантаження і матеріалів та інші параметри залежно від *i*-го кута повороту кривошипу ЦПГ ДВЗ, знаходяться за методикою, запропонованою авторами роботи [124].

Безрозмірний параметр швидкості U_i залежно від ходу поршня (*i*-го кута повороту кривошипу) обчислюється за формулою:

$$U_i = \frac{\eta_i \cdot V_i}{E' \cdot R_{\text{пр}}}, \quad (2.53)$$

де η_i – динамічна в'язкість мастильного матеріалу в контактї залежно від *i*-го кута повороту кривошипу, [Па·с];

V_i – лінійна швидкість поршня, що відповідає *i*-му куту повороту кривошипу, [м/с];

E' – приведений модуль пружності матеріалів гільзи циліндру та верхнього компресійного кільця, [Па];

R_{np} – приведений радіус кривини пари гільза-кільце, [м].

Зміна динамічної в'язкості η_i залежно від i -го кута повороту кривошипу визначається за наступною формулою:

$$\eta_i = \eta_0 \cdot \exp\left(\sqrt{\frac{(P_{max} + 0,05 \cdot P_i)}{\alpha_i \cdot 10^6}} - (T_i - 273)\right), [\text{Па} \cdot \text{с}] \quad (2.54)$$

де η_0 – динамічна в'язкість мастильного матеріалу на вході в контакт, [Па·с];

P_{max} – максимальне контактне напруження за Герцом в зоні компресійного кільця, [Па];

P_i – тиск газів в циліндрі залежно від i -го кута повороту кривошипу, [Па];

T_i – температура внутрішньої стінки циліндру залежно від i -го кута повороту кривошипу, [К];

α_i – п'єзокоефіцієнт в'язкості мастильного матеріалу, який залежить від i -го кута повороту кривошипу, [МПа].

П'єзокоефіцієнт в'язкості мастильного матеріалу в контакті α_i в залежності від i -го кута повороту кривошипу розраховується за наступною формулою:

$$\alpha_i = 0,497 \cdot (19,7 + \nu_{150})^{0,15} \cdot V_i^{0,19} \cdot P_{0\ max}^{0,51}, [\text{МПа}^{-1}] \quad (2.55)$$

де ν_{150} – кінематична в'язкість мастильного матеріалу при 150°C, [сСт, мм²/с];

V_i – лінійна швидкість поршня, що відповідає i -му куту повороту кривошипу, [м/с];

$P_{0\ max} = P_{max} \cdot 10^{-6}$, [МПа] – максимальне контактне напруження за Герцом в зоні верхнього компресійного кільця.

Приведений модуль пружності E' матеріалів гільзи циліндру та верхнього компресійного кільця визначається за наступною формулою:

$$E' = \frac{2 \cdot E_{\Gamma} \cdot E_K}{E_{\Gamma} + E_K}, \text{ [Па]} \quad (2.56)$$

де E_{Γ} – модуль пружності матеріалу гільзи циліндру, виготовленого, в більшості випадків, з сірого або білого чавуну, [Па];

E_K – модуль пружності матеріалу верхнього компресійного кільця, виготовленого, в більшості випадків, з легованої сталі, [Па].

Приведений радіус кривини R_{np} пари гільза-кільце визначається за формулою:

$$R_{np} = \frac{R_{\Gamma} \cdot R_K}{R_{\Gamma} + R_K}, \text{ [м]} \quad (2.57)$$

де R_{Γ} – радіус гільзи циліндру, [м];

R_K – радіус верхнього компресійного кільця, [м].

Відповідно R_{Γ} та R_K визначаються за формулами:

$$R_{\Gamma} = \frac{D_{\Gamma}}{2}, \text{ [м]} \quad (2.58)$$

$$R_K = \frac{D_K}{2}, \text{ [м]} \quad (2.59)$$

де D_{Γ} – діаметр гільзи циліндру, [м];

D_K – діаметр верхнього компресійного кільця, [м].

2.7.2. Розрахунок інтенсивності зношування гільзи циліндру в залежності від ходу поршню ДВЗ та типу мастильного матеріалу.

Ефективність роботи ДВЗ в значній мірі визначається триботехнічними характеристиками (інтенсивністю зношування, антифрикційними показниками, несучою здатністю, температурою в зоні тертя і ін.) системи вузол тертя – мастильний матеріал. Безвідмовність техніки знижується внаслідок фізичного зносу і забруднення деталей і внутрішніх робочих поверхонь двигунів,

мастильних і паливних систем, невідповідності експлуатаційних властивостей мастильних матеріалів і палива сучасним хімотологічним вимогам.

Розрахунок інтенсивності зношування гільзи циліндру та інших параметрів в залежності від робочого процесу ДВЗ, визначається за методикою, запропонованою авторами в роботі [125]:

$$I_i = Q_{T_i} \cdot P_{e_i} \cdot T_{об}, \quad (2.60)$$

де Q_{T_i} – температурний безрозмірний критерій, який характеризує температурні умови на поверхнях тертя (верхнє компресійне кільце – гільза циліндру);

P_{e_i} – число Пекле, яке характеризує відношення осьового та поперечного теплових потоків в зоні контакту пари тертя;

$T_{об}$ – температурний критерій, який характеризує нагрів контактних поверхонь при згорянні палива в циліндрі.

Безрозмірний температурний критерій Q_{T_i} визначається за наступною формулою:

$$Q_{T_i} = \frac{(T_i - 273)^{0.5} \cdot f_i \cdot (P_i \cdot 10^{-6}) \cdot H_k}{\lambda_{ц} + \lambda_k}, \quad (2.61)$$

де T_i – температура внутрішньої стінки циліндру залежно від i -го кута повороту кривошипу, [K];

f_i – коефіцієнт тертя між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру залежно від i -го кута повороту кривошипу;

P_i – тиск газів в циліндрі залежно від i -го кута повороту кривошипу, [Па];

H_k – висота верхнього компресійного кільця, [м];

$\lambda_{ц}$ – коефіцієнт теплопровідності гільзи циліндру, [Вт/м·°C];

λ_k – коефіцієнт теплопровідності верхнього компресійного кільця, [Вт/м·°C];

i – кут повороту кривошипу, [градус].

Число Пекле Pe_i визначається наступним чином:

$$Pe_i = \frac{V_i^{0,1} \cdot H_k}{\alpha_{ц}}, [\text{Па}] \quad (2.62)$$

де V_i – лінійна швидкість поршня, що відповідає i -му куту повороту кривошипу, [м/с];

H_k – висота верхнього компресійного кільця, [м];

$\alpha_{ц}$ – температуропровідність стінки циліндру, [м²/с];

i – кут повороту кривошипу, [градус].

Температурний критерій $T_{об}$ визначається за наступною формулою:

$$T_{об} = \frac{V_{р.т.}}{H_k \cdot S}, [\text{К}] \quad (2.63)$$

де $V_{р.т.}$ – об'єм робочого тіла в циліндрі, [м³];

H_k – висота верхнього компресійного кільця, [м];

S – площа тепловідводу поверхні, [м²].

Об'єм робочого тіла в гільзі циліндру визначається наступним чином:

$$V_{р.т.} = \frac{\pi \cdot D_g^2 \cdot L}{4}, [\text{м}^3] \quad (2.64)$$

де D_g – діаметр гільзи циліндру, [м];

L – хід поршню, [м].

Площа тепловідводу поверхні:

$$S = 2\pi \cdot \frac{D_g}{2} \cdot L. [\text{м}^2] \quad (2.65)$$

Висновки до розділу 2.

1. Запропоновано нову концепцію методології підвищення мастильної здатності та зносостійкості вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, на основі комплексних розрахунково-експериментальних досліджень, що враховують: нестационарні умови тертя, форму локального контакту та кінематику тертя, реологічні властивості мастильних шарів, температуру контакту, склад компонентів в мастильному середовищі.

2. Модернізовано стенд оптико-інтерферометричних досліджень фактичної форми контакту та розподілу товщини мастильного шару, з урахуванням картини підведення і розподілу мастильного матеріалу в мікро-ЕГД зоні контакту з можливістю фото-, відео фіксації швидкоплинних процесів мащення.

3. Для вузлів ДВЗ, модернізовано універсальний автоматизований стенд тертя (УАСТ) на базі машини тертя СМЦ-2 з програмованим комплексом у вигляді аналого-цифрового перетворювача (АЦП) для відтворення умов керування швидкоплинних процесів, що виникають в зоні фрикційного контакту в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням (для неконформних вузлів) та тертя ковзання (для конформних вузлів) в нестационарних (пуск – зупинка) умовах тертя. На УАСТ відтворена можливість досліджувати поля локальних температур тепловізійним методом в зоні фрикційного контакту при використанні різних режимів навантаження та температури для встановлення взаємозв'язку між якісним і кількісним хімічним складом активних компонентів в мастильному середовищі та термомеханічною стійкістю модифікованих шарів.

4. Розроблено методику оцінки напружено-деформованого стану в зоні фрикційного контакту за фактичної форми контакту. Запропонований спрощений розрахунок максимальних контактних напружень та деформацій в зоні фрикційного контакту та максимальних дотичних напружень з відповідним положенням їх локалізації в підповерхневій зоні контакту за глибиною та вздовж напрямку кочення (в ортогональному напрямі) без використання складних розрахунків еліптичних інтегралів на ЕОМ.

5. Розроблено методику оцінки реологічних властивостей (типу) мастильного матеріалу в залежності від зміни максимального контактного тиску та температури. Визначений вплив типу мастильного матеріалу на динамічну в'язкість досліджуваних олив за визначеними залежностями: в'язкість – тиск – температура (п'єзокоефіцієнт в'язкості) і густина – тиск (стисливість) для врахування прояву неньютонівських властивостей.

6. Розроблено комплексну методику оцінки якісного і кількісного хімічного складу активних компонентів в складі мастильних середовищ на протизношувальні, протизадирні та антифрикційні властивості для вузлів тертя за допомогою енерго-дисперсійного рентгено-флюорисцентного спектрометра (ЕДРФС), трибометра CSM і чотирикулькової машини тертя (ЧКМТ).

7. Обґрунтовані безрозмірні параметри швидкості, навантаження, матеріалів та форми контакту щодо їх впливу на товщину мастильного шару для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ. Запропоновано методику розрахунку мінімальної і центральної товщин мастильного шару в зоні мікро-ЕГД контакту для підшипникових вузлів тертя з урахуванням форми контакту та типу мастильного матеріалу. Запропоновано методику розрахунку товщини мастильного шару та інтенсивності зношування в зоні контакту для вузлів ДВЗ з урахуванням зміни ходу поршня і кількості обертів двигуна та типу мастильного матеріалу.

РОЗДІЛ 3. КРИТЕРІАЛЬНІ ПІДХОДИ ЩОДО КОМПЛЕКСНОЇ ОЦІНКИ МОДИФІКУВАННЯ ФІЗИКО-ХІМІЧНОГО СКЛАДУ МАСТИЛЬНИХ СЕРЕДОВИЩ ДЛЯ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ, ЩО ПРАЦЮЮТЬ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ

Основні результати досліджень за відповідним розділом відображені за особистим внеском здобувача у наступних публікаціях – [40– 42,61,131,215,217].

3.1. Критерії модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ.

З метою підвищення зносостійкості і ефективності мащення вузлів тертя в залежності від умов експлуатації застосовуються рідкі, пластичні, тверді та газоподібні мастильні матеріали. Найбільше використання мають рідкі мастильні матеріали (оливи), які додатково забезпечують тепловідвід і захист від корозійної дії навколишнього середовища. У зв'язку з цим, вельми важливий оптимальний підбір і модифікування олив до конкретних умов експлуатації з метою мінімізації тертя, запобігання захоплювання 1-го роду контактних металевих поверхонь в екстремальних важконавантажених і нестационарних умовах тертя та створення на поверхнях міцних структурованих і модифікованих мастильних шарів, які полегшують протікання мікропластичної деформації у підповерхневій зоні фрикційного контакту з метою гальмування розповсюдження втомних процесів за глибиною та вздовж напрямку руху.

На рис. 3.1 приведено структурну схему запропонованого нового критеріального підходу комплексної оцінки модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ з метою підвищення зносостійкості та ефективності мащення вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, в якому спостерігається перехід від рідинного до граничного тертя (таблиця 3.1), що дозволяє ідентифікувати режим змішаного тертя.

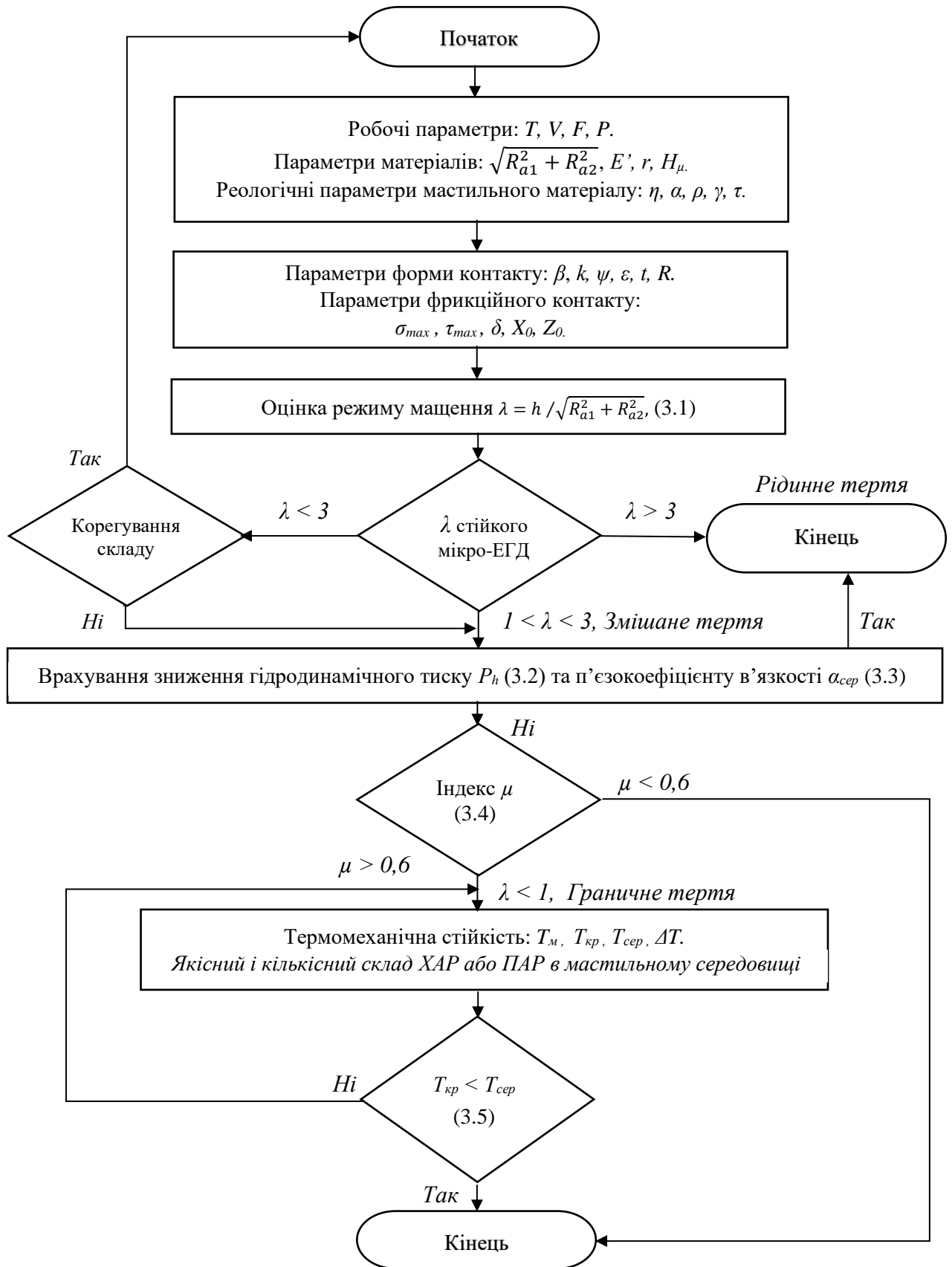


Рис. 3.1. Структурна схема критеріального підходу комплексної оцінки модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ.

Таблиця 3.1. Критерії комплексної оцінки модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ для вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи.

| № | Назва | Визначення |
|---|-------------------------|--|
| 1 | Критерій режиму мащення | $\lambda = \frac{h}{\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}}$ |
| 2 | Критерій еліптичності | $k' = 1,03 \cdot \beta^{0,64}$. |
| 3 | Критерій тиску | $\frac{P_h}{P_\Sigma} = \frac{1}{\lambda} \cdot \left(\frac{h_{min}}{h_0}\right)^{6,3}$ |
| 4 | Реологічний критерій | $\alpha_{сер.} = \frac{\ln(\eta_1/\eta_2)}{P_2 - P_1}$ |
| 5 | Критерій пластичності | $\mu = \frac{E'}{H_\mu} \cdot \left(\frac{\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}}{r}\right)^{\frac{1}{2}}$ |
| 6 | Температурний критерій | $T_{сер.} = T_{кр} + \Delta T$ |

На першому етапі, для забезпечення необхідних умов реалізації ЕГД мащення, при якому знос контактних поверхонь спостерігається в сталому режимі з незначним надходженням зношуваних частинок, а тертя – мінімальне, необхідно дотримуватися межі перехідної зони від ЕГД до змішаного режиму мащення з відповідними вхідними характеристиками матеріалів поверхонь тертя та мастильного матеріалу, форми контакту та робочими параметрами вузлів тертя.

Відповідна межа визначається мікро-ЕГД режимом (див. підрозділ 1.2, розділ 1), на яку впливає шорсткість мікронерівностей контактних поверхонь при формуванні товщини мастильного шару, і оцінюється критерієм режиму мащення λ за виразом згідно [40]:

$$\lambda = \frac{h}{\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}}, \quad (3.1)$$

де h – товщина мастильного шару в області контакту (для сталого режиму застосовують значення товщини мастильного шару в центральній області

контакту h_0 ; для встановлення порушення режиму мащення - мінімальне значення товщини мастильного шару на виході з контакту h_{min}), мкм;

R_{a1} – середньоарифметичне відхилення профілю поверхні індентору за методикою, описаною в підрозділі 2.2 (див. розділ 2), мкм;

R_{a2} – середньоарифметичне відхилення профілю поверхні контртіла за методикою, описаною в підрозділі 2.2 (див. розділ 2), мкм;

$\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2} = 0,162 \text{ мкм}$ – приведене середньоарифметичне відхилення профілю трибопари в умовах модельних випробувань за методикою, описаною в підрозділі 2.2 (див. розділ 2), мкм.

За критерієм режиму мащення λ розділяють режими на [74, 213]: граничний, коли $\lambda < 1$; змішаний, коли $\lambda = 1 \div 3$; еластогідродинамічний (ЕГД), коли $\lambda = 3 \div 4$; гідродинамічний (ГД), коли $\lambda \geq 4$. Мікро-ЕГД режим характеризує межу переходу від змішаного до ЕГД режиму мащення або навпаки, при $\lambda = 3$.

На другому етапі, враховується вплив форми контакту на механічні властивості (максимальні контактні нормальні і дотичні напруження, деформації, положення локалізації дотичних напружень) в зоні фрикційного контакту, особливо це важливо для неконформних вузлів тертя, оскільки в пограничній межі переходу від змішаного до ЕГД режиму мащення з позиції змішаного тертя, тільки частина навантаження сприймається мастильним шаром для вузлів з обмеженою (зосередженою) формою контакту. Авторами [168], у першому наближенні, було запропоновано таке співвідношення:

$$\frac{P_h}{P_\Sigma} = \frac{1}{\lambda} \cdot \left(\frac{h_{min}}{h_0} \right)^{6,3}, \quad (3.2)$$

де P_h – гідродинамічний тиск, що сприймається мастильним шаром;

P_Σ – сумарний тиск в контакті;

h_0 – товщина мастильного шару в центральній області контакту;

h_{min} – мінімальна товщина мастильного шару на виході з контакту.

На другому етапі, враховуються реологічні властивості мастильного матеріалу, тобто, забезпечення оптимальної механічної стабільності динамічної в'язкості при високих градієнтах швидкості та напруження зсуву мастильних шарів в широкому діапазоні низьких і високих температур (несуча здатність). Іншими словами, мастильний матеріал повинен забезпечувати механічну стабільність щодо прояву неньютонівських властивостей при високих швидкостях зсуву в екстремальних умовах роботи в широкому діапазоні температур.

Згідно методики, представленої в підрозділі 2.4.1 для підшипникових вузлів тертя, а в підрозділі 2.6.1 – для вузлів ДВЗ (див. розділ 2), основним функціоналом, що описує вплив реологічних властивостей, є рівняння (2.23), представленої у підрозділі 2.4.1 (див. розділ 2), яке використовується для розрахунку в'язкості при збільшенні навантаження, але відповідне визначення справедливо для ньютонівських олів, які мають постійний п'єзокоефіцієнт в'язкості α при малих швидкостях зсуву. Хоча, більшість сучасних олів при високих швидкостях зсуву, що досягають $5 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$, можуть проявляти неньютонівські властивості і змінювати п'єзокоефіцієнт в'язкості α при високих швидкостях зсуву. Тому, авторами роботи [264] було запропоновано визначення середнього значення $\alpha_{сер.}$, яке враховує зміну даного коефіцієнту від тиску. Середнє значення п'єзокоефіцієнту в'язкості $\alpha_{сер.}$ в якості критерію оцінки реологічних властивостей, визначається таким чином:

$$\alpha_{сер.} = \frac{\ln(\eta_1/\eta_2)}{P_2 - P_1}, \quad (3.3)$$

в якому індекс 1 відноситься до атмосферного тиску і температури при $T = 311K$, індекс 2 – до найбільшого тиску щодо в'язкості при температурі $T = 311K$.

В той же час, п'єзокоефіцієнт в'язкості α визначає дотичну до кривої залежності $\ln(\eta)$ від P при атмосферному тиску, а $\alpha_{сер.}$ буде визначати вже січну до тієї ж кривої в області між атмосферним та збільшеним тиском. Крім того, для кращої кореляції значення п'єзокоефіцієнту в'язкості $\alpha_{сер.}$ запропоноване

визначення згідно формули 2.24 (див. підрозділ 2.4.1, розділ 2), що встановлює зміну коефіцієнту в'язкості одночасно при збільшенні тиску P та температури T мастильного матеріалу i , таким чином, враховується зміна реологічних властивостей в повному обсязі.

На третьому етапі, появу пластично-деформованого контакту оцінюють за величиною індексу пластичності μ [168]:

$$\mu = \frac{E'}{H_\mu} \cdot \left(\frac{\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}}{r} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (3.4)$$

де E' – приведений модуль пружності, який визначається за формулою 2.9 (див. підрозділ 2.3.2, розділ 2), ГПа;

H_μ - мікротвердість, що визначається експериментальним шляхом за формулою 2.45 (див. підрозділ 2.6.2, розділ 2), Па;

$\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}$ – приведенне середньоарифметичне відхилення профілю, мкм;

r – середній радіус вершин мікронерівностей, мкм.

При $\mu > 0,6$ – пластично-деформований контакт;

При $\mu < 0,6$ – пружно-деформований контакт при незначному термічному навантаженні.

На четвертому етапі, спочатку проводиться порівняння об'ємної температури мастильного матеріалу T_m , що вимірюється термопарою на околицях контакту, та локальною температурою, яке вимірюється на околицях фрикційного контакту $T_{сер}$ тепловізійним методом, яке є середньовизначеною між особливими точками локальних температур (термомеханічна стійкість) при однакових умовах випробувань.

Якщо термомеханічна стійкість досліджуваного модифікованого шару $T_{сер}$ буде вище термомеханічної стійкості модифікованих шарів, розрахованих на номінальну температурну стійкість (критичну температуру $T_{кр}$), на різницю (спалах) температури ΔT , за виразом (3.5), при всіх рівних вихідних параметрів тертя та зносу (триботехнічних і реологічних параметрів):

$$T_{сер.} = T_{кр} + \Delta T, \quad (3.5)$$

то буде виконуватись умова $T_{кр} < T_{сер.}$, що буде свідчити про оптимальний якісний і кількісний хімічний склад активних компонентів в мастильному середовищі.

Якщо умова $T_{кр} < T_{сер.}$ не буде виконуватись (див. рис. 3.1) при всіх рівних параметрів тертя та зносу, то відповідний фізико-хімічний склад мастильного середовища має недостатню термомеханічну стійкість модифікованих шарів до відповідних умов роботи. В такому випадку, фізико-хімічний склад мастильного середовища корегується за рахунок модифікування ХАР або ПАР із визначенням оптимальної концентрації.

Висока поверхнева активація за рахунок зміни фізико-хімічних властивостей (модифікування) мастильного середовища забезпечує підвищення міцності модифікованих шарів та покращення структурної пристосовуваності до конкретних умов роботи, а значить, до збільшення термомеханічної стійкості $T_{сер.}$ Одночасно, підвищується ресурс вузлів тертя за рахунок зменшення інтенсивності зношування пар тертя.

Таким чином, якщо умова $T_{кр} < T_{сер.}$ не виконується, в мастильне середовище вводять хімічно активну речовину (ХАР) у вигляді галогеновмісних сполук або сульфідів з метою створення на поверхні міцних хімічно-модифікованих граничних шарів (ХМГШ), або органічні наномодифікатори у вигляді фулеренів (ПАР), що модифікують та полімеризують поверхню самогенеруючими органічними плівками (СОП), які мінімізують тертя та зменшують знос (іноді, адгезійне зношування замінюється більш м'яким корозійно-механічним, див. підрозділ 1.5, розділ 1).

Крім того, відповідне модифікування покращує структурну пристосовуваність модифікованих шарів в зоні фрикційного контакту вузлів ДВЗ до екстремальних умов роботи при високих температурах.

3.2. Обґрунтування трансцендентних параметрів форми контакту в умовах напружено-деформованого стану.

Для неконформних вузлів тертя характерна точкова або лінійна форма контакту тертя.

Як було визначено в підрозділі 2.3.1 (див. розділ 2), точкові контакти можуть бути еліптичними (див. рис. 2.5, *a*), коли відношення радіусів кривин лежить приблизно в межах $1 < \beta \leq 25$, який утворюється у більшості кулькових підшипників із зовнішнім кільцем та діжкоподібних роликів підшипників, або коловим (рис. 2.5, *б*), коли $\beta = 1$, що характерно для кулькових підшипників з самовстановлюваною зовнішньою плитою.

Багаточисельні роботи [141-143] загалом підтвердили задовільний збіг розмірів та форми контактних поверхонь, розрахованих і отриманих експериментальним шляхом. Найкращі результати розрахунку [143] були отримані, коли форма контакту після навантаження залишалась майже плоским, а напіввісі еліпсу незначно відрізнялись одне від одного, але не були рівними між собою. Щодо колового контакту, то його фактична форма контакту перевищувала розраховану; при вузьких і протяжних формах, більша напіввісь фактично виявлялась менше розрахункової, а менша напіввісь перевищувала теоретично розрахункову.

З метою встановлення більш точної відповідності розрахункових параметрів форми контакту щодо впливу на механічні властивості контактних поверхонь за глибиною - деформацій δ і максимальних контактних напружень σ_{max} в центрі контакту, потрібно було визначити параметр еліптичності k , що пов'язує різницю кривин згідно рівняння 2.2 (див. підрозділ 2.3.1, розділ 2), та еліптичних інтегралів 1-го роду ψ і 2-го роду ε згідно наступного рівняння [85]:

$$k = \frac{2 \cdot \psi - \varepsilon \cdot \sqrt{1 + \Gamma}}{\varepsilon \cdot (1 - \Gamma)}, \quad (3.6)$$

де:

$$\psi = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[1 - \left(1 - \frac{1}{k^2} \right) \cdot \sin^2 \varphi \right]^{-\frac{1}{2}} d\varphi, \quad (3.7)$$

$$\varepsilon = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[1 - \left(1 - \frac{1}{k^2} \right) \cdot \sin^2 \varphi \right]^{\frac{1}{2}} d\varphi. \quad (3.8)$$

Для визначення параметру еліптичності k , використовувався ітераційний одноточковий метод [170], в якому:

$$k_{n+1} \approx k_n. \quad (3.9)$$

Тобто, ітераційний процес зазвичай продовжувався до тих пір, поки k_{n+1} не відрізнявся від k_n менше, ніж на 10^{-7} . Зауважимо, що параметр еліптичності k є функцією тільки радіусів кривин контактуючих тіл згідно рівнянь 2.3 – 2.6 (див. підрозділ 2.3.1, розділ 2):

$$k = f(r_{ax}, r_{bx}, r_{ay}, r_{by}), \quad (3.10)$$

тобто, при підвищенні навантаження, напіввісі еліпсу контакту D_x і D_y за напрямом x та y (див. рис. 2.5, *a*) зростають пропорційно один до одного, тому параметр еліптичності залишається постійним.

Для розрахунку допоміжного параметру t , який визначає амплітуду дотичного напруження τ за площиною xu на деякій глибині під поверхнею, можна визначити максимальне значення дотичного напруження τ_{max} та положення її локалізації як за напрямом кочення x , так і за глибиною z згідно теорії Герца, описаної в роботі [142]. Якщо дотичні напруження τ віднести до прямокутної системи координат з початком в центрі контакту, вісі z , що співпадає з внутрішньої нормаллю тіла за глибиною, вісі x вздовж напрямку кочення та вісі y , перпендикулярний до нього, а для ортогонального аналізу приймати $y = 0$, тоді:

$$\tau_{zx} = \frac{6F}{\pi} \cdot \frac{\cos^2 \varphi \cdot \sin \varphi \cdot \sin \gamma}{D_y^2 \cdot \tan^2 \gamma + D_x^2 \cdot \cos^2 \varphi}, \quad (3.11)$$

$$x = 0,5 \cdot \sin \varphi \sqrt{D_x^2 + D_y^2 \cdot \tan^2 \gamma}, \quad (3.12)$$

$$z = 0,5 \cdot D_y \cdot \tan \gamma \cdot \cos \varphi. \quad (3.13)$$

де φ й γ – допоміжні параметри, що використовуються замість координат (x і z), які визначені таким чином, щоб задовольнити рівнянню еліпсоїду, сфокусованого до еліпсу тиску за Герцом [142];

D_x й D_y - відповідно діаметри малої та великої вісі еліптичного контакту згідно рис. 2.5, a (див. підрозділ 2.3, розділ 2), м.

Таким чином, амплітуда максимального дотичного напруження визначається, як:

$$\tau_0 = |\tau_{zx}|_{max}. \quad (3.14)$$

Амплітуду дотичного напруження τ_0 можна знайти з наступних рівнянь:

$$\left[\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial \varphi} = 0 \right], \left[\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial \gamma} = 0 \right]. \quad (3.15)$$

Тоді, в зоні максимального дотичного напруження, маємо:

$$\tan^2 \varphi = t, \quad (3.16)$$

$$\tan^2 \gamma = t - 1, \quad (3.17)$$

$$D_x/D_y = \sqrt{(t^2 - 1) \cdot (2t - 1)}. \quad (3.18)$$

Положення локалізації дотичних напружень тоді визначається, як:

$$Z_0 = \pm \zeta \cdot \frac{D_x}{2}, \quad (3.19)$$

$$X_0 = \pm \xi \cdot \frac{D_x}{2}, \quad (3.20)$$

де $\zeta = [1/(t + 1)] \cdot \sqrt{2t - 1}$;

$\xi = [t/(t + 1)] \cdot \sqrt{(2t + 1)(2t - 1)}$.

Таким чином, згідно рівнянь 3.14 і 3.15, отримані відповідні рівняння 2.14 – 2.18 (див. підрозділ 2.3.3, розділ 2) для розрахунку максимального дотичного навантаження τ_{max} , положення локалізації дотичного напруження в підповерхневій зоні за глибиною Z та за напрямом кочення X .

В таблиці 3.2 приведені результати порівняння обчислених параметрів форми контакту $(k, \psi, \varepsilon, t)$, що розраховані ітераційним методом і, визначеними за спрощеним розрахунком $(k', \psi', \varepsilon', t')$ згідно методики, представленої у підрозділах 2.3.2 – 2.3.3 (див. розділ 2), а також відповідна похибка розрахунків $(e, \%)$ у відсотках в інтервалі зміни еліптичності $1 \leq \beta \leq 25$.

Таблиця 3.2. Результати порівняння обчислених параметрів форми контакту $(k, \psi, \varepsilon, t)$ ітераційним методом і, визначеними за спрощеним розрахунком $(k', \psi', \varepsilon', t')$, з відповідною похибкою $(e, \%)$.

| β | k | k' | $e, \%$ | ψ | ψ' | $e, \%$ | ε | ε' | $e, \%$ | t | t' | $e, \%$ |
|---------|--------|--------|-------------|--------|---------|--------------|---------------|----------------|--------------|--------|--------|--------------|
| 1,00 | 1,0000 | 1,0000 | 0,00 | 1,5708 | 1,5708 | 0,00 | 1,5708 | 1,5708 | 0,00 | 1,2808 | 1,3070 | 2,01 |
| 1,25 | 1,1604 | 1,1526 | 0,67 | 1,6897 | 1,6982 | -0,50 | 1,4643 | 1,4566 | -0,53 | 1,2287 | 1,2628 | 2,70 |
| 1,50 | 1,3101 | 1,2945 | 1,20 | 1,7898 | 1,8022 | -0,69 | 1,3911 | 1,3805 | -0,77 | 1,1920 | 1,2307 | 3,15 |
| 1,75 | 1,4514 | 1,4280 | 1,64 | 1,8761 | 1,8902 | -0,75 | 1,3378 | 1,3262 | -0,88 | 1,1649 | 1,2061 | 3,42 |
| 2,0 | 1,5858 | 1,5547 | 2,00 | 1,9521 | 1,9664 | -0,73 | 1,2972 | 1,2854 | -0,92 | 1,1440 | 1,1865 | 3,58 |
| 3,0 | 2,0720 | 2,0125 | 2,95 | 2,1883 | 2,1979 | -0,44 | 1,2002 | 1,1903 | -0,83 | 1,0937 | 1,1350 | 3,64 |
| 4,0 | 2,5007 | 2,4170 | 3,46 | 2,3595 | 2,3621 | -0,11 | 1,1506 | 1,1427 | -0,69 | 1,0681 | 1,1049 | 3,33 |
| 5,0 | 2,8902 | 2,7860 | 3,74 | 2,4937 | 2,4895 | 0,17 | 1,1205 | 1,1142 | -0,57 | 1,0528 | 1,0847 | 2,94 |
| 6,0 | 3,2505 | 3,1289 | 3,89 | 2,6040 | 2,5935 | 0,40 | 1,1004 | 1,0951 | -0,48 | 1,0427 | 1,0700 | 2,55 |
| 7,0 | 3,5878 | 3,4515 | 3,95 | 2,6975 | 2,6815 | 0,60 | 1,0859 | 1,0815 | -0,40 | 1,0356 | 1,0588 | 2,19 |
| 8,0 | 3,9065 | 3,7577 | 3,96 | 2,7786 | 2,7577 | 0,76 | 1,0751 | 1,0714 | -0,35 | 1,0304 | 1,0501 | 1,87 |
| 9,0 | 4,2096 | 4,0503 | 3,93 | 2,8502 | 2,8250 | 0,89 | 1,0666 | 1,0634 | -0,30 | 1,0264 | 1,0430 | 1,59 |
| 10 | 4,4994 | 4,3313 | 3,88 | 2,9142 | 2,8851 | 1,01 | 1,0599 | 1,0571 | -0,27 | 1,0233 | 1,0372 | 1,34 |
| 15 | 5,7996 | 5,6069 | 3,44 | 3,1603 | 3,1166 | 1,40 | 1,0397 | 1,0381 | -0,16 | 1,0143 | 1,0195 | 0,51 |
| 20 | 6,9287 | 6,7338 | 2,89 | 3,3342 | 3,2808 | 1,63 | 1,0296 | 1,0285 | -0,10 | 1,0102 | 1,0111 | 0,08 |
| 25 | 7,9440 | 7,7617 | 2,35 | 3,4685 | 3,4081 | 1,77 | 1,0236 | 1,0228 | -0,08 | 1,0078 | 1,0066 | -0,12 |

Таким чином, загальна похибка обчислень трансцендентних параметрів форми контакту і, розрахованих за спрощеною методикою, складає не вище 4%.

Результати такої незначної похибки вказує на достовірність і високу точність результатів, що наближає умови модельних випробувань до реальних умов експлуатації.

За спрощеним розрахунком параметрів форми контакту (див. таблицю 3.1 і рис. 3.2) згідно рівняння 2.6 (див. розділ 2), значення параметру еліптичності k' , таким чином, можна записати в емпіричному вигляді:

$$k' = 1,03 \cdot \beta^{0,64}. \quad (3.21)$$

де β – відношення радіусів кривин за визначенням 2.5 (див. розділ 2).

На рис. 3.2 – 3.3, представлені графічні інтерпретації результатів порівняння обчислених параметрів форми контакту (k , ψ , ε , t) ітераційним методом і, визначеними за спрощеним розрахунком (k' , ψ' , ε' , t'), в залежності від відношення радіусів кривин β .

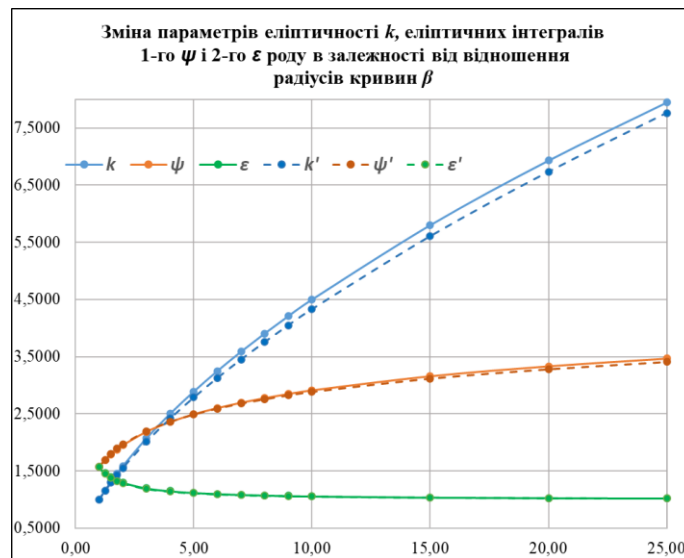


Рис. 3.2. Порівняння обчислених трансцендентних параметрів форми контакту (k , ψ , ε) ітераційним методом і, визначеними за спрощеним розрахунком (k' , ψ' , ε'), як функції відношення радіусів кривин β .

Відповідна формула (3.21) розрахунку еліптичності (k') може бути застосована для подальших розрахунків за виразами (2.6) для точкових та (2.47) лінійних контактів (див. розділ 2) підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ.

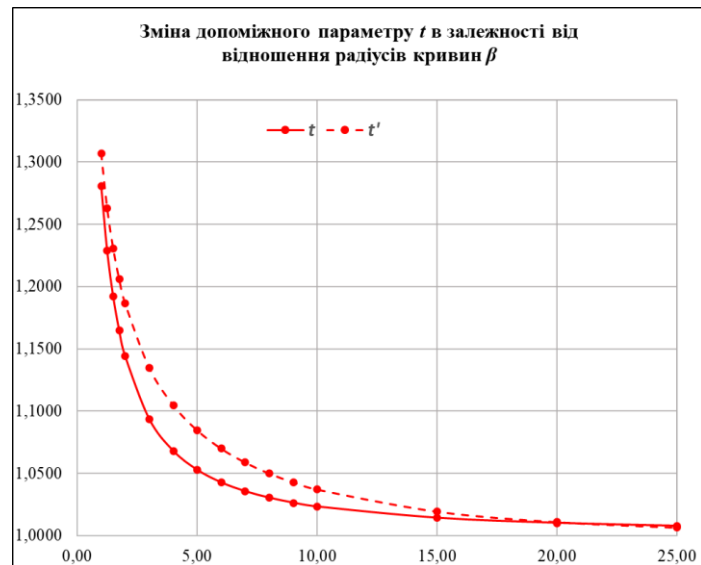


Рис. 3.3. Порівняння обчисленого трансцендентного допоміжного параметру форми контакту (t) ітераційним методом і, визначеного за спрощеним розрахунком (t'), як функцію відношення радіусів кривин β .

3.3. Контактно-механічні аспекти оцінки товщини мастильного шару в локальній зоні контакту.

Як було відмічено в підрозділі 1.2 (див. розділ 1), більшість вузлів тертя постійно працюють при розрахунковій мінімальній товщині мастильного шару у декілька десятих мікронів, тобто товщина в зоні мікро-ЕГД контакту, має майже той же самий порядок величини, що і висота мікронерівностей шорстких поверхонь в реальних умовах експлуатації. Для таких вузлів точність розрахунків на основі ЕГД теорії мащення гладких поверхонь може бути сумнівною.

Якість поверхні впливає на всі експлуатаційні властивості вузлів тертя – зносостійкість, втомну міцність, корозійну стійкість та ін. Шорсткість поверхні впливає на міцність деталей, що працюють в умовах циклічних і знакозмінних

навантажень. Западини мікропрофілю (див. підрозділ 1.2, розділ 1), що визивається пульсаціями тиску, є своєрідними ділянками на поверхні і, в значній мірі, впливають на концентрацію контактних напружень і утворення втомних мікротріщин. Відповідні дефекти у вигляді мікротріщин часто є причиною поломки багатьох відповідальних деталей. Для усунення впливу таких дефектів доводиться призначати додаткову оздоблювальну обробку поверхонь відповідальних деталей (шатунів, колінчастих валів, дисків і роторів машин).

Численними дослідженнями встановлено, що контакт реальних шорсткуватих поверхонь, носить дискретний характер, обумовлений взаємодією окремих виступів мікронерівностей.

Для зручності оцінки впливу шорсткості поверхонь, в роботі [36] вводиться поняття комплексного показника шорсткості Δ :

$$\Delta = \frac{h_{max}}{R_a \cdot b^{1/\vartheta}} \quad (3.22)$$

де R_a – розрахунковий радіус кривини вершин мікронерівностей, який визначається як середнє значення радіусів кривин вершин мікронерівностей робочих поверхонь у поздовжньому та поперечному напрямках;

h_{max} - висота найбільшої мікронерівності;

b та ϑ – параметри опорної кривої шорсткої поверхні.

Автор роботи [280] стверджує, що зі збільшенням навантаження коефіцієнт тертя шорстких поверхонь зменшується, в іншій роботі [135] відзначається, навпаки, зі збільшенням навантаження його зростання. Слід зазначити, що автори всіх згаданих робіт праві, так як все залежить від величини шорсткості контактуючих поверхонь і умов контактної взаємодії поверхонь. Шорсткість поверхні характеризується комплексним показником шорсткості Δ . При малих значеннях комплексного показника, тобто, при високому класі чистоти поверхонь, домінуючим фактором є молекулярна складова сили тертя [181].

Запропонований критеріальний підхід модифікування (див. рис. 3.1), що ідентифікує змішане тертя, рекомендує дотримуватися певної межі для вузлів тертя, що дорівнює $\lambda = 3$ за формулою 3.1, і розділяти перехід від ЕГД до змішаного режиму мащення.

Для деяких неконформних вузлів тертя визначені певні заходи щодо поліпшення ефективності мащення за рахунок корегування форми контакту, фізико-хімічного складу і реологічних властивостей мастильних матеріалів для забезпечення стійкого мікро-ЕГД режиму мащення. Оскільки, як було сказано вище, в зоні мікро-ЕГД контакту, висота мікронерівностей реальних поверхонь співмірна з мінімальною товщиною мастильного шару, то тільки частина навантаження сприймається гідродинамічним тиском мастильного шару, а частина – дискретними ділянками вершин мікронерівностей пружним відтисненням згідно рівняння 3.2.

Таким чином, з урахуванням вищенаведених вимог, з позиції змішаного тертя, пропонується за методикою [239], розглянути усереднене рівняння Рейнольдса і рівняння пружного деформування з урахуванням залежності в'язкість – тиск в межах ділянки мікро-ЕГД еліптичного контакту. Передбачається також вплив форми контакту від виступів мікронерівностей на основі залежності Гринвуда – Триппа [236] між силою та переміщенням. Розподіл висот мікронерівностей пропонується гаусовським. Особлива увага приділена впливу безрозмірного параметру мастильного шару λ (див. формулу 3.1).

Основні змінні стану, що підлягають визначенню чисельного рішення мікро-ЕГД задачі точкових контактів, є гідродинамічний тиск P , середній контактний тиск на виступах мікронерівностей P_a та номінальна товщина мастильного шару h . Основне рівняння для гідродинамічного тиску у випадку контактної пари з шорсткими поверхнями в стаціонарних умовах тертя, можна згідно [257], записати в наступному вигляді:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\rho_p \cdot \frac{h^3}{12\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\rho_p \cdot \frac{h^3}{12\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial y} \right) = \frac{V_1 + V_2}{2} \cdot \frac{\partial h_T}{\partial x} + \frac{V_1 - V_2}{2} \cdot \vartheta \cdot \frac{\partial \rho_p}{\partial x}, \quad (3.23)$$

де ρ_p – коефіцієнт стисливості мастильного матеріалу, що знаходиться за рівнянням 2.26 (див. підрозділ 2.4.1);

$\vartheta = \sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}$ - приведенне середньоарифметичне відхилення профілю, мкм;

$V_1; V_2$ - лінійні швидкості 1-го та 2-го тіл, м/с;

η – динамічна в'язкість, Па · с.

h_T – середній зазор, який знаходиться згідно наступного виразу:

$$h_T = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \int_{-h}^{\infty} (h + \delta) f(\delta) d\delta, \quad (3.24)$$

в якому $f(\delta)$ – щільність ймовірності сумарної висоти мікронерівностей δ для випадку гаусовського розподілу, прийме наступного вигляду:

$$f(\delta) = \frac{1}{\vartheta\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{\delta^2}{2\vartheta^2}\right), \quad (3.25)$$

В загальному випадку точкового контакту (див. рис. 2.5, *a*), форма мікро-ЕГД контакту має форму еліпсу, геометрію якої можна розрахувати за методикою, описаною в підрозділі 2.3.1 (див. розділ 2). Номінальна товщина мастильного шару згідно виразу 2.7 (див. підрозділ 2.3.2, розділ 2), описується рівнянням з урахуванням пружної деформації згідно рівняння 2.8 (див. підрозділ 2.3.2, розділ 2):

$$h(x; y) = h_0 + \frac{x^2 + y^2}{2R_x} + \frac{2}{\pi \cdot E'} \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{p(x_1; y_1) \cdot dx_1 \cdot dy_1}{((x-x_1)^2 + (y-y_1)^2)^{\frac{3}{2}}}, \quad (3.26)$$

Пружна деформація в рівнянні (3.25) представляє собою суму середнього гідродинамічного та контактного тисків на виступах мікронерівностей. Товщина в центральній області контакту h_0 для еліптичного контакту, практично по всій ділянці контакту, має постійну величину і формує «оливний клин» між контактними поверхнями.

Зміна динамічної в'язкості (η/η_0) в зоні мікро-ЕГД контакту знаходиться за рівнянням 2.23 (див. підрозділ 2.4.1, розділ 2).

В роботі [236] пропонується визначення середнього контактного тиску від виступів мікронерівностей на основі залежності Гринвуда-Триппа:

$$P_a = K' \cdot E' \cdot F_{2,5}(\lambda), \quad (3.27)$$

де E' – приведений модуль пружності, знаходиться за виразом 2.9 (підрозділ 2.3.2, розділ 2).

$$K' = \frac{8}{15} \cdot \sqrt{2} \cdot \pi \cdot (N \cdot \vartheta \cdot r) \cdot \sqrt{\vartheta/r}, \quad (3.28)$$

де N – кількість виступів на одиницю площі поверхні;

r – середній радіус кривини вершин виступів мікронерівностей.

У виразі 3.27:

$$F_{2,5} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{\lambda}^{\infty} (S - \lambda)^{2,5} \exp\left(-\frac{S^2}{2}\right) dS. \quad (3.29)$$

Після визначення P_a та P , розраховується повне навантаження для мікро-ЕГД точкового контакту згідно рівняння:

$$F_T = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} [p(x; y) + p_a(x; y)] dx dy. \quad (3.30)$$

Відповідне рівняння (3.30) дозволяє визначити середній контактний тиск від виступів мікронерівностей і, таким чином, з високим ступенем точності оцінити збільшення долі гідродинамічного тиску мастильних шарів відносно контактного тиску на виступах мікронерівностей.

Для визначення долі гідродинамічного тиску мастильних шарів відносно контактного тиску на виступах мікронерівностей за експериментальними даними, використовується рівняння (3.2), для чого необхідно оцінити величини

мінімальної товщини h_{min} , товщини мастильного шару в центральній області контакту h_0 та параметру режиму мащення λ згідно рівняння (3.1).

Для врахування залежності в'язкість – тиск, до рівняння 3.23 додаємо значення зредукованого тиску q , що знаходиться з підстановки у виразі Баруса згідно рівняння 2.23 (див. підрозділ 2.4.1, розділ 2):

$$q = \frac{1 - e^{-\alpha \cdot p}}{\alpha}, \quad (3.31)$$

тоді отримуємо наступне рівняння:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\rho_p \cdot h^3 \cdot \frac{\partial q}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\rho_p \cdot h^3 \cdot \frac{\partial q}{\partial y} \right) = 12V \cdot \eta_0 \cdot \frac{\partial h_T}{\partial x} + 6V \cdot \eta_0 \cdot \vartheta \cdot \frac{\partial \rho_p}{\partial x}. \quad (3.32)$$

Відповідне нелінійне диференціальне рівняння у приватних похідних еліптичного типу, можна визначити методом кінцевих різниць із залученням ітераційного методу послідовної надрелаксації.

Для визначення п'єзокоефіцієнтів в'язкості за експериментальними даними, використовуються рівняння (3.3) або (2.24), для чого необхідно оцінити зміну динамічної в'язкості η досліджуваних мастильних середовищ при збільшенні контактного тиску P .

3.4. Фізико-хімічні аспекти взаємозв'язку концентрації активних хімічних компонентів в складі мастильних середовищ та локальних температур в зоні фрикційного контакту.

Згідно запропонованої комплексної оцінки модифікування мастильних середовищ щодо підвищення зносостійкості та ефективності мащення вузлів тертя (див. рис. 3.1), підвищення термомеханічної стійкості $T_{сер}$ досягається введенням високотемпературних модифікаторів тертя, оскільки в умовах граничного режиму мащення, коли $1 < \lambda < 1,5$, необхідно створення міцних

ХМГШ для запобігання захоплення 2-го роду контактних поверхонь при критичних локальних температурах $T_{кр}$. Це досягається модифікуванням мастильних матеріалів відповідними компонентами - ХАР, коли вводять хімічно активну речовину у вигляді галогеновмісних сполук, сульфідів або у вигляді ПАР органічного походження для модифікування поверхонь СОП, які мінімізують тертя та зменшують інтенсивність зношування.

Крім того, важливий контроль введення компонентів у відповідній концентрації при певній локальній температурі в зоні фрикційного контакту, оскільки, в іншому випадку, результати можуть бути з «іншим знаком». Тому, був розроблений комплекс кваліфікаційних випробувань щодо визначення триботехнічних властивостей з урахуванням впливу концентрації компонентів в мастильних середовищах (див. підрозділ 2.5.1, розділ 2). Для проведення комплексних експериментальних досліджень з метою встановлення оптимальної концентрації активних хімічних компонентів (ХАР й ПАР), запропонований сучасний метод щодо одночасного експрес-аналізу елементного складу і концентрації активних хімічних компонентів у вигляді присадок, модифікаторів тертя або наномодифікаторів в нейтральній базовій оливі за допомогою методу ЕДРФС та одночасною оцінкою протизношувальних і антифрикційних властивостей на трибометрі за високим ступенем точності отриманих результатів.

Таким чином, для виконання умови $T_{кр} < T_{сер}$ (див. рис. 3.1), необхідно встановити взаємозв'язок між кількісним введенням компонентів і локальними температурами в зоні фрикційного контакту.

При досягненні певної критичної концентрації згідно [118], молекули компонентів поєднуються в агрегати. Такий процес пов'язаний із зміною енергії Гіббса в розчині ПАР на величину ΔG . Таким чином, зміну енергії Гіббса можна представити у наступному вигляді:

$$\Delta G = R \cdot T \cdot \ln(C_{кр}), \quad (3.33)$$

де R – універсальна газова постійна, Дж/(моль·К);

T – об’ємна температура суміші (мастильного матеріалу), К;

$C_{кр}$ – критична концентрація, моль/м³.

Процес агрегації компонентів протікає у два етапи, а саме, при досягненні критичної концентрації асоціації, молекули утворюють димери, а при досягненні критичної концентрації міцелоутворення, переважна кількість молекул знаходиться в міцелярному стані, тоді із залежності (3.33) можна отримати наступну температурну залежність [118]:

$$C_{кр} = e^{\frac{\Delta G}{RT}}. \quad (3.34)$$

Критична концентрація $C_{кр}$ залежить від природи компоненту, природи розчинника та температури, а значення - відповідній її зміні енергії Гіббса ΔG , або отримується експериментальним шляхом за допомогою ЕДРФС (методика описана в підрозділі 2.5.1, див. розділ 2) для активних хімічних компонентів, розчинених у відповідних сумішах або оливах.

Таким чином, згідно виразу (3.34) можна оцінити концентрацію активних хімічних компонентів, розчинених у вуглеводнях (нейтральних базових основ або мастильних матеріалів), в залежності від температури.

В деяких випадках, для встановлення оптимальної концентрації компонентів щодо відповідної температури, важливо знати число агрегації молекул компоненту від концентрації та температури. З роботи [24], була отримана наступна залежність для числа агрегації:

$$n_A = \frac{C_M}{e^{\frac{\Delta G}{RT}}} + 1, \quad (3.35)$$

де C_M – поточне значення концентрації, починаючи з критичної концентрації $C_{кр}$.

Відповідна залежність дозволяє встановити закономірність зміни числа агрегації молекул компоненту в неполярному розчині від концентрації та температури.

Таким чином, згідно виразу (3.35) виходить, що число агрегації молекул компоненту суттєво залежить як від температури, так і від концентрації молекул компоненту у суміші. Однак, температура суміші впливає на число агрегації нелінійно, на відміну від концентрацій присадки. Тому, потрібно враховувати зміну локальних температур мастильних середовищ при розчиненні відповідних активних хімічних компонентів та температурну умову $T_{кр} < T_{сер}$ щодо термомеханічної стійкості, яке суттєво впливає на агрегований стан модифікаторів тертя, присадок або наномодифікаторів в складі мастильних середовищ.

Висновки до розділу 3:

1. Запропоновано новий критеріальний підхід щодо модифікування мастильних середовищ за фізико-хімічним складом з метою підвищення зносостійкості і ефективності мащення для вузлів тертя з позиції умов змішаного тертя. Запобігання розриву мікро-ЕГД мастильного шару досягається комплексом заходів: реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення за критерієм режиму мащення (λ); оптимальної форми контакту за критерієм еліптичності (k); оптимального класу в'язкості при збільшенні долі гідродинамічного тиску (несучої здатності) мастильних шарів відносно контактного тиску від мікронерівностей шорстких поверхонь за критерієм тиску (P_h/P_Σ); оптимального типу мастильного матеріалу за реологічним критерієм ($\alpha_{сер}$); оцінки появи пластично-деформованого стану за критерієм пластичності (μ); підбором якісного і кількісного хімічного складу активних компонентів в мастильному середовищі для створення міцних модифікованих шарів з високою структурною пристосовуваністю та термомеханічною стійкістю за температурним критерієм ($T_{сер}$).

2. Визначені трансцендентні параметри обчислення еліптичних інтегралів за фактичною формою контакту для уточнення спрощеної методики розрахунку максимальних контактних напружень та деформацій за Герцом, які

виникатимуть в зоні фрикційного контакту, та максимальних дотичних напружень з відповідним положенням їх локалізації в підповерхневій зоні контакту за глибиною та вздовж напрямку кочення. Загальна похибка обчислень ітераційним методом і, розрахованими за спрощеною методикою, трансцендентних параметрів форми контакту, не перевищує 4%. Результати такої незначної похибки вказує на достовірність і високу точність результатів, що визначає реальні умови експлуатації.

3. Отримано формулу розрахунку еліптичності за відношенням радіусів кривин кільця та кульки підшипникових вузлів тертя емпіричним способом методом лінійної множинної регресії.

4. Обґрунтовані контактні-механічні аспекти оцінки товщини мастильного шару в зоні мікро-ЕГД контакту з урахуванням впливу шорсткості контактних поверхонь тертя, пружної деформації та сумісної дії гідродинамічний тиску P та середнього контактного тиску на виступах мікронерівностей P_a , а також залежності в'язкості – тиск.

5. Обґрунтовані фізико-хімічні аспекти взаємозв'язку якісного і кількісного хімічного складу активних компонентів в мастильних середовищах та локальних температур в зоні фрикційного контакту. Встановлено, що агрегований стан активних хімічних компонентів в мастильному середовищі впливає на термомеханічну стійкість модифікованих шарів до умов тертя. Дотримання умови $T_{кр} < T_{сер}$, дає можливість встановити оптимальний якісний і кількісний хімічний склад активних компонентів в мастильному середовищі для кращого адаптування (структурної пристосовуваності) модифікованих шарів до конкретних умов роботи.

РОЗДІЛ 4. КОНТАКТНО-МЕХАНІЧНІ, РЕОЛОГІЧНІ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНІ АСПЕКТИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ПІДШИПНИКОВИХ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ

Основні результати досліджень за відповідним розділом відображені за особистим внеском здобувача у наступних публікаціях– [40–42,53-54,68-69,216].

4.1. Контактно-механічні аспекти впливу форми контакту на напружено-деформований стан поверхонь тертя.

Головною триботехнічною характеристикою вузлів тертя є товщина мастильного шару, а визначення мінімальної товщини в зоні на виході з контакту є найбільш важливою характеристикою з практичної сторони для екстремальних умов роботи, оскільки підтримка необхідної товщини плівки у більш небезпечних зонах має визначальне значення для працездатності вузлів тертя.

В підрозділі 2.3 даної роботи розглянута методика оцінки фактичної форми контакту за контактнo-механічними аспектами напружено-деформованого стану фрикційного контакту. Визначені механічні властивості поверхонь тертя, такі як приведений модуль пружності E' , максимальні контактні напруження σ_{max} , максимальні дотичні напруження τ_{max} , максимальні деформації δ , що значно впливають на величину і розподіл товщини в зоні фрикційного контакту (див. підрозділ 1.2, розділ 1).

Оскільки, вплив форми контакту на товщину мастильного шару є визначальним, тому необхідно визначити рівень цього впливу на механічні властивості і на товщину мастильного шару, щоб надалі, залучити математичне моделювання на перевірку достовірності і адекватності відповідного впливу.

Методика оцінки форми контакту, розглянута в підрозділі 2.3, побудовано на основі спрощеного розрахунку механічних властивостей

фрикційного контакту згідно числових значень коефіцієнту еліптичності k , еліптичних інтегралів першого ψ та другого ε роду і допоміжного параметру t , що записані у вигляді алгебраїчних рівнянь з невеликою втратою точності щодо обчислення інтегралів, для яких не потрібно було рішення складних трансцендентних рівнянь.

В підрозділі 3.1 даної роботи розглянуте ітераційне рішення трансцендентних рівнянь з метою обчислення коефіцієнту еліптичності k , інтегралів першого ψ роду і другого ε роду та допоміжного параметру t для всього інтервалу еліптичних контактів. Загальна похибка обчислень цих трансцендентних параметрів склала не вище 4%. Результати такої незначної похибки вказує на достовірність і високу точність результатів.

Для підтвердження результатів порівняння цих обчислень, був проведений експеримент, в якому були порівняні результати спрощеного розрахунку діаметрів малої вісі D_x і великої вісі D_y з фактично вимірюваними значеннями діаметрів малої вісі \overline{D}_x і великої вісі \overline{D}_y , а на основі розрахованих і вимірюваних значеннях діаметрів були визначені відповідні максимальні контактні напруження σ_{max} і $\overline{\sigma}_{max}$. Вимірювання діаметрів здійснювалося на стенді оптико-інтерферометричних досліджень (див. підрозділ 2.2) за допомогою бінокулярної шкали еліптичного контакту при $\beta = 8$ (див. рис. 2.5, а) та для колового контакту при $\beta = 1$ (див. рис. 2.5, б).

Результати порівняння вимірюваних діаметрів малої вісі \overline{D}_x і великої вісі \overline{D}_y з розрахунковими значеннями діаметрів малої вісі D_x і великої вісі D_y ; максимальних контактних напружень $\overline{\sigma}_{max}$ і σ_{max} та відповідна похибка e у відсотках вимірюваних і розрахункових даних, занесені в таблицю 4.1.

Згідно результатів таблиці 4.1, похибка e між вимірюваними і розрахунковими значеннями діаметрів малої і великої вісей та максимальних контактних напружень для фрикційного контакту не перевищує 3%.

Таким чином, методика оцінки на основі спрощеного розрахунку впливу фактичної форми контакту на механічні властивості в зоні фрикційного контакту є достатньо точною і коректною.

Таблиця 4.1. Порівняння вимірювальних і розрахованих даних параметрів та відповідна похибка для колового і еліптичного контактів при $F = 7,78Н$, $R_x = 0,01м$, $E' = 232,5 ГПа$.

| № | β | \overline{D}_y , мкм | D_y , мкм | e , % | \overline{D}_x , мкм | D_x , мкм | e , % | $\overline{\sigma}_{max}$, МПа | σ_{max} , МПа | e , % |
|---|---------|------------------------|-------------|---------|------------------------|-------------|---------|---------------------------------|----------------------|---------|
| 1 | 1 | 134 | 134 | 0 | 134 | 134 | 0 | 470 | 470 | 0 |
| 2 | 8 | 356 | 346 | 2,67 | 91 | 92 | - 1,19 | 262 | 266 | - 1,54 |

Для подальшого встановлення впливу форми контакту на напружено-деформований стан необхідно було провести розрахунки згідно методики (див. підрозділ 2.3) щодо спрощеного розрахунку рівня максимальних контактних напружень і деформацій в зоні точкового контакту та максимальних дотичних напружень і положення їх локалізації в підповерхневій зоні фрикційного контакту за глибиною та вздовж напрямку кочення на всьому інтервалі зміни еліптичності.

В інтервалі зміни відношення радіусів кривин для точкового контакту, коли $1 \leq \beta \leq 25$, були вибрані параметри металевих поверхонь трибопари: легована сталь (кільце підшипнику) – легована підшипникова сталь (ШХ-15) кульки та розраховані необхідні геометричні і трансцендентні параметри, а результати занесені в таблицю 4.2.

В таблицях 4.3 та 4.4 представлені результати розрахунків впливу форми контакту на механічні властивості при мінімальному навантаженні $F = 7,78Н$ (таблиця 4.3) та максимальному навантаженні $F = 46,68Н$ (таблиця 4.4), що відповідає навантажувальному діапазону рухомих та нерухомих підшипникових вузлів тертя.

Графічна інтерпретація результатів впливу форми контакту згідно таблиць 4.3 і 4.4 показано нижче на рис. 4.1 – 4.5 відповідно.

Збільшення еліптичності форми контакту згідно рис. 4.1 – 4.5, зменшує рівень максимальних дотичних напружень та їх локалізацію за глибиною та за напрямом кочення в підповерхневій зоні фрикційного контакту, що пов'язано з рівномірним розподіленням тиску у новоутвореній більш витягнутій зоні контакту вздовж великій вісі еліптичного контакту.

Таблиця 4.2. Параметри матеріалів та геометричні і трансцендентні параметри.

| № | $E_1, Па$ | $E_2, Па$ | ν_1 | ν_2 | $E', Па$ | β | $R, м$ | k | k' | ε | ψ | t |
|----|-----------|-----------|---------|---------|-----------|---------|---------|--------|--------|---------------|--------|-------|
| 1 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 1 | 0,005 | 1,000 | 1,000 | 1,5708 | 1,5708 | 1,307 |
| 2 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 2 | 0,00667 | 1,5858 | 1,5547 | 1,2854 | 1,9664 | 1,186 |
| 3 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 3 | 0,0075 | 2,072 | 2,0125 | 1,1903 | 2,1979 | 1,135 |
| 4 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 4 | 0,008 | 2,5007 | 2,417 | 1,1427 | 2,3621 | 1,105 |
| 5 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 6 | 0,00857 | 3,2505 | 3,1289 | 1,0951 | 2,5935 | 1,070 |
| 6 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 8 | 0,00889 | 3,9065 | 3,7577 | 1,0714 | 2,7577 | 1,050 |
| 7 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 10 | 0,00909 | 4,4994 | 4,3313 | 1,0571 | 2,8851 | 1,037 |
| 8 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 15 | 0,00938 | 5,7996 | 5,6069 | 1,0381 | 3,1166 | 1,019 |
| 9 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 20 | 0,00952 | 6,9287 | 6,7338 | 1,0285 | 3,2808 | 1,011 |
| 10 | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 | 25 | 0,00962 | 7,944 | 7,7617 | 1,0228 | 3,4081 | 1,007 |

Таблиця 4.3. Вплив форми контакту на механічні властивості в зоні точкового контакту при контактному навантаженні $F = 7,78Н$.

| № | β | $D_y, мкм$ | $D_x, мкм$ | $\delta, мкм$ | $\sigma_{max}, МПа$ | $\tau_{max}, МПа$ | $Z, мкм$ | $X, мкм$ |
|----|---------|------------|------------|---------------|---------------------|-------------------|----------|----------|
| 1 | 1 | 158,94 | 158,94 | 0,319 | 588,518 | 123,979 | 43,762 | 67,369 |
| 2 | 2 | 222,5 | 140,31 | 0,285 | 476,182 | 107,539 | 37,596 | 59,669 |
| 3 | 3 | 269,58 | 130,11 | 0,263 | 423,858 | 98,558 | 34,338 | 55,493 |
| 4 | 4 | 308,02 | 123,17 | 0,247 | 391,849 | 92,659 | 32,182 | 52,657 |
| 5 | 6 | 370,11 | 113,86 | 0,226 | 352,769 | 85,027 | 29,365 | 48,840 |
| 6 | 8 | 420,38 | 107,61 | 0,212 | 328,629 | 80,060 | 27,528 | 46,264 |
| 7 | 10 | 463,3 | 102,97 | 0,201 | 311,620 | 76,434 | 26,196 | 44,341 |
| 8 | 15 | 551,04 | 95,014 | 0,182 | 283,940 | 70,288 | 23,978 | 41,017 |
| 9 | 20 | 621,78 | 89,74 | 0,170 | 266,429 | 66,237 | 22,557 | 38,789 |
| 10 | 25 | 682,04 | 85,855 | 0,161 | 253,879 | 63,259 | 21,534 | 37,136 |

Таблиця 4.4. Вплив форми контакту на механічні властивості в зоні точкового контакту при контактному навантаженні $F = 46,68Н$.

| № | β | $D_y, мкм$ | $D_x, мкм$ | $\delta, мкм$ | $\sigma_{max}, МПа$ | $\tau_{max}, МПа$ | $Z, мкм$ | $X, мкм$ |
|----|---------|------------|------------|---------------|---------------------|-------------------|----------|----------|
| 1 | 1 | 288,8 | 288,8 | 0,579 | 1069,408 | 225,284 | 79,521 | 122,418 |
| 2 | 2 | 404,32 | 254,96 | 0,518 | 865,280 | 195,412 | 68,317 | 108,426 |
| 3 | 3 | 489,86 | 236,42 | 0,478 | 770,201 | 179,091 | 62,396 | 100,837 |
| 4 | 4 | 559,7 | 223,82 | 0,449 | 712,036 | 168,372 | 58,478 | 95,684 |
| 5 | 6 | 672,53 | 206,9 | 0,411 | 641,024 | 154,504 | 53,360 | 88,748 |
| 6 | 8 | 763,88 | 195,54 | 0,384 | 597,158 | 145,479 | 50,022 | 84,067 |
| 7 | 10 | 841,88 | 187,11 | 0,365 | 566,251 | 138,889 | 47,600 | 80,573 |
| 8 | 15 | 1001,3 | 172,65 | 0,331 | 515,954 | 127,722 | 43,571 | 74,532 |
| 9 | 20 | 1129,8 | 163,07 | 0,309 | 484,134 | 120,361 | 40,988 | 70,485 |
| 10 | 25 | 1239,3 | 156,01 | 0,293 | 461,329 | 114,950 | 39,130 | 67,481 |

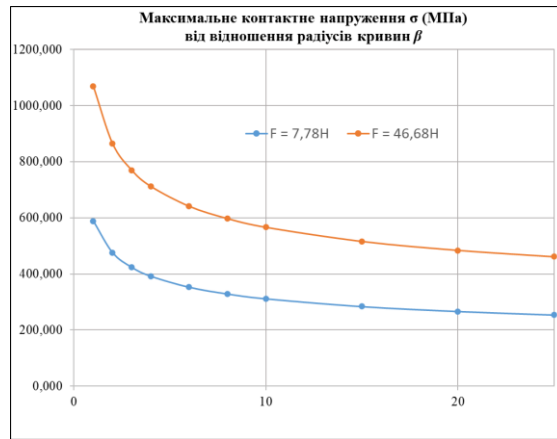


Рис. 4.1. Вплив форми контакту на максимальне контактне напруження σ_{max} в зоні точкового контакту при збільшенні навантаження F .

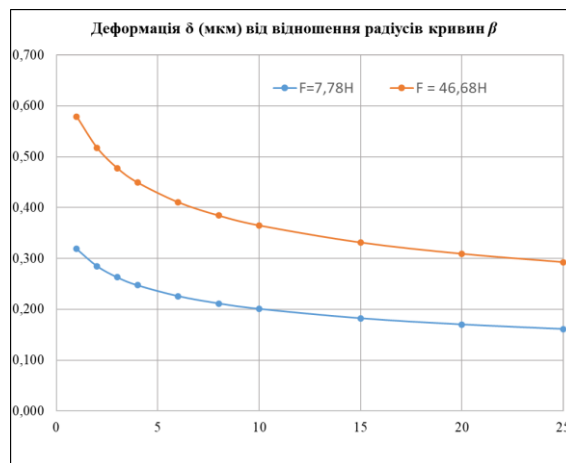


Рис. 4.2. Вплив форми контакту на деформацію δ в зоні точкового контакту при збільшенні навантаження F .

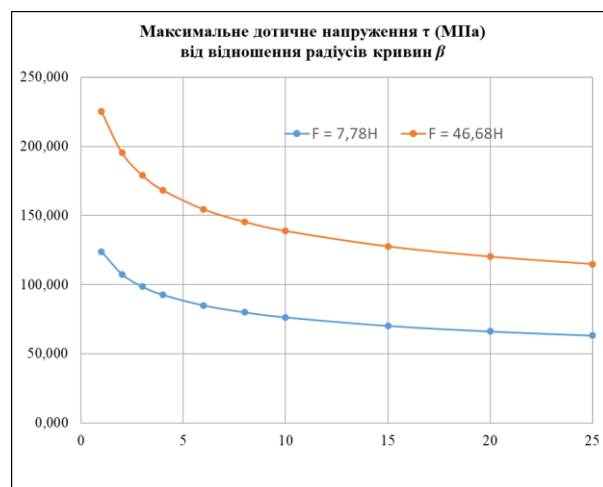


Рис. 4.3. Вплив форми контакту на максимальне дотичне напруження τ_{max} в зоні точкового контакту при збільшенні навантаження F .

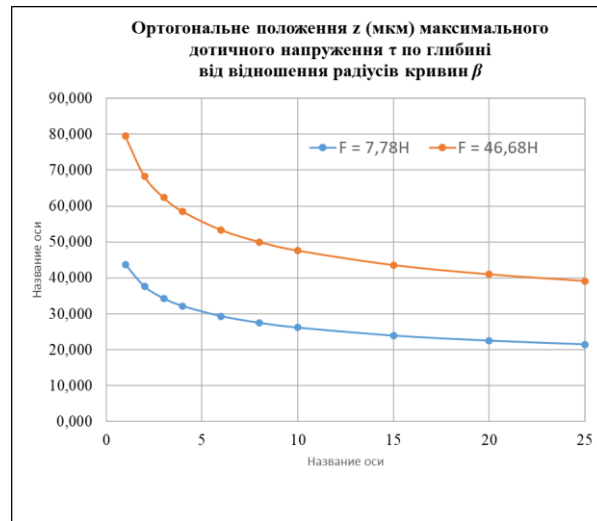


Рис. 4.4. Вплив форми контакту на положення локалізації максимального дотичного напруження τ_{max} в підповерхневій зоні точкового контакту за глибиною Z при збільшенні навантаження F .

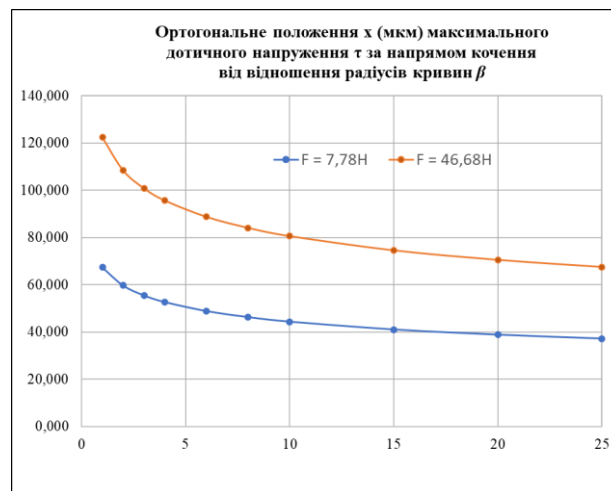


Рис. 4.5. Вплив форми контакту на положення локалізації максимального дотичного напруження τ_{max} в підповерхневій зоні точкового контакту вздовж напрямку кочення X при збільшенні навантаження F .

Підвищення контактного навантаження призводить до збільшення рівня максимальних дотичних напружень та положення їх локалізації в площині xz , але не впливає на характер зменшення контактних напружень при збільшенні еліптичності форми контакту.

Важливо є те, що при збільшенні еліптичності форми контакту (відношення радіусів кривин) в підповерхневій зоні фрикційного контакту спостерігається перерозподіл контактного напруження в ортогональному напрямку кочення.

4.2. Реологічні аспекти впливу мастильних середовищ в зоні точкового мікро-ЕГД контакту.

Актуальність отримання значень товщини мастильного шару в мікро-ЕГД точковому контакті в умовах тертя кочення визначається важкістю забезпечення ефективного мащення (мастильної здатності) в неконформних вузлів тертя, оскільки високі контактні напруження (тиски) та градієнти швидкості зсуву мастильних шарів, які виникають між тертьовими напружено-деформованими поверхнями, призводять до прояву неньютонівської поведінки мастильних середовищ.

Неньютонівські властивості мастильних середовищ можуть надавати вирішальне значення на мастильну здатність в умовах мікро-ЕГД контакту [99]. Особливо, на це впливає фізико-хімічний склад сучасних мастильних матеріалів, які мають базові основи мінерального або синтетичного походження та містять різноманітні полімерні присадки. Більшість полімерних присадок – псевдопластичні рідини і розріджуються під дією високих градієнтів швидкостей зсуву, однак їх в'язкість не завжди знижується до рівня в'язкості базової оливи навіть при високих швидкостях зсуву [193].

Переймаючись цією проблемою, потрібно було провести дослідження реологічних властивостей, імітуючи реальні умови експлуатації підшипникових вузлів тертя (див. підрозділ 2.4).

В якості досліджуваних мастильних матеріалів згідно завдання роботи, були обрані наступні оливи: 1) всесезонна трансмісійна олива за середнім класом в'язкості SAE 75W-90 (ТОВ КСМ ПРОТЕК) для механічних КПП та підшипникових вузлів тертя; 2) всесезонна трансмісійна олива за високим класом в'язкості SAE 80W-90 (ТОВ КСМ ПРОТЕК) для механічних КПП та підшипникових вузлів тертя; 3) авіаційна олива МС-8п за низьким класом в'язкості (повна назва - «АРІАН МС-8пн», ТОВ ЗТМ «АРІАН») для підшипникових вузлів тертя газоперекачувальних агрегатів на базі авіаційних ГТД; 4) універсальна моторно-трансмісійна олива МТ-8п за середнім класом

в'язкості (повна назва – «АРІАН ЄМТ-8», ТОВ ЗТМ «АРІАН») або ПРОТЕК ЄМТ-8 (ТОВ КСМ ПРОТЕК) для змащування вузлів тертя допоміжного ДВЗ (до 35 к.с.) і трансмісії військових та сільськогосподарських гусеничних машин.

Динамічні в'язкості досліджуваних олив при високих градієнтах швидкості зсуву були визначені на ротаційному віскозиметрі РЕОТЕСТ 2.1 за методикою, описаній в підрозділі 2.4.1, а результати вимірювань динамічної в'язкості η_0 та інші необхідні температурні і в'язкісні (фізичні) параметри досліджуваних олив, занесені в таблицю 4.5.

Таблиця 4.5. Вхідні параметри мастильних матеріалів.

| | |
|---|--|
| Динамічна в'язкість в атмосферних умовах на вході в контакт, η_0 , Па·с: η_0 (МС-8n) = 0,185; η_0 (SAE 75W-90) = 0,244; η_0 (MT-8n) = 0,264; η_0 (SAE 80W-90) = 0,478. | Термов'язкісний коефіцієнт, θ : θ (МС-8n) = 0,027; θ (SAE 75W-90) = 0,030; θ (MT-8n) = 0,030; θ (SAE 80W-90) = 0,045. |
| Температура на вході в контакт $T = 293K$ | Температура при дослідженні в контакті $T = 343K$ |

Верхня межа вимірювань динамічної в'язкості η_0 за градієнтом швидкості зсуву сягала $5 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$.

Вибрані всесезонні трансмісійні оливи: малов'язка авіаційна олива та універсальна моторно-трансмісійна олива, містять полімерні присадки – поліметакрилати та олефіни сополімерів, які поліпшують індекс в'язкості. Досліджені оливи, крім визначення динамічної в'язкості в атмосферних умовах, перевірялися на механічну стабільність мастильних шарів щодо «тимчасової втрати в'язкості», коли вихідна в'язкість відновлювалася незабаром після зняття напруження зсуву за рахунок руйнування і відновлення структурної в'язкості оливи та «перманентної втрати в'язкості» при високих напруженнях зсуву, що викликаються механічною деструкцією полімерних присадок. Всі обрані оливи

пройшли тест на механічну стабільність при досягненні градієнту швидкості зсуву до $5 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$.

Надалі було встановлено залежність в'язкість – тиск – температура згідно методики, описаної в підрозділі 2.4.1, що описує вплив реологічних властивостей мастильного матеріалу в зоні мікро-ЕГД точкового контакту.

Результати досліджень впливу реологічних властивостей досліджуваних олив занесені в таблиці 4.6 – 4.9, а на рис. 4.6 показана графічна інтерпретація результатів.

За результатами впливу реологічних властивостей досліджуваних олив при збільшенні максимального контактного тиску при відповідній температурі в точковому мікро-ЕГД контакті (див. табл. 4.6 – 4.9), встановлено збільшення динамічної в'язкості у 43 рази для авіаційної оливи МС-8п, у 49 разів – для трансмісійної оливи SAE 75W-90 та моторно-трансмісійної оливи МТ-8п, у 52 рази – для трансмісійної оливи SAE 80W-90 при збільшенні максимального контактного тиску приблизно у 2 рази.

Таблиця 4.6. Результати розрахунків зміни динамічної в'язкості від максимального контактного тиску для авіаційної оливи МС-8п.

| № | $\eta_0, \text{Па}\cdot\text{с}$ | θ | A | T_0, K | S_0 | $P_{max}, \text{Па}$ | T, K | Z | B, Па | $(\alpha \cdot P)$ | (η/η_0) |
|----|----------------------------------|----------|--------|-----------------|----------|----------------------|------|------|----------|--------------------|-----------------|
| 1 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 2,84E+08 | 343 | 0,67 | 2,448096 | 4,50975455 | 90,8995 |
| 2 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 3,25E+08 | 343 | 0,67 | 2,657656 | 5,21647295 | 184,283 |
| 3 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 3,58E+08 | 343 | 0,67 | 2,824486 | 5,76600781 | 319,261 |
| 4 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 3,85E+08 | 343 | 0,67 | 2,965368 | 6,22176964 | 503,594 |
| 5 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 4,1E+08 | 343 | 0,67 | 3,088515 | 6,6143335 | 745,708 |
| 6 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 4,31E+08 | 343 | 0,67 | 3,198636 | 6,96101559 | 1054,7 |
| 7 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 4,51E+08 | 343 | 0,67 | 3,298709 | 7,27266426 | 1440,38 |
| 8 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 4,69E+08 | 343 | 0,67 | 3,390753 | 7,55656705 | 1913,27 |
| 9 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 4,86E+08 | 343 | 0,67 | 3,476209 | 7,81787736 | 2484,63 |
| 10 | 0,185 | 0,028 | 7,9826 | 293 | 0,543682 | 5,16E+08 | 343 | 0,67 | 3,631365 | 8,28697024 | 3971,78 |

Таким чином, підвищення максимального контактного тиску у 2 рази, збільшує динамічну в'язкість мастильного шару в мікро-ЕГД точковому

контакті, в середньому у 50 разів, для більшості моторних, трансмісійних і універсальних олив, чим підтверджується важлива роль впливу реологічних властивостей мастильних матеріалів для підшипникових вузлів тертя.

Таблиця 4.7. Результати розрахунків зміни динамічної в'язкості від максимального контактного тиску для трансмісійної оливи SAE 75W-90.

| № | $\eta_0, \text{Па}\cdot\text{с}$ | θ | A | T_0, K | S_0 | $P_{\max}, \text{Па}$ | T, K | Z | B, Па | $(\alpha\cdot P)$ | (η/η_0) |
|----|----------------------------------|----------|--------|-----------------|----------|-----------------------|------|------|----------|-------------------|-----------------|
| 1 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 2,84E+08 | 343 | 0,67 | 2,448096 | 4,59653942 | 99,1406 |
| 2 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 3,25E+08 | 343 | 0,67 | 2,657656 | 5,32382728 | 205,168 |
| 3 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 3,58E+08 | 343 | 0,67 | 2,824486 | 5,88935667 | 361,173 |
| 4 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 3,85E+08 | 343 | 0,67 | 2,965368 | 6,35838371 | 577,312 |
| 5 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 4,1E+08 | 343 | 0,67 | 3,088515 | 6,76237337 | 864,692 |
| 6 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 4,31E+08 | 343 | 0,67 | 3,198636 | 7,11914585 | 1235,39 |
| 7 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 4,51E+08 | 343 | 0,67 | 3,298709 | 7,43986523 | 1702,52 |
| 8 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 4,69E+08 | 343 | 0,67 | 3,390753 | 7,73203117 | 2280,23 |
| 9 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 4,86E+08 | 343 | 0,67 | 3,476209 | 8,00094708 | 2983,78 |
| 10 | 0,244 | 0,03 | 8,2594 | 293 | 0,562994 | 5,16E+08 | 343 | 0,67 | 3,631365 | 8,48369318 | 4835,27 |

Таблиця 4.8. Результати розрахунків зміни динамічної в'язкості від максимального контактного тиску для моторно-трансмісійної оливи МТ-8п.

| № | $\eta_0, \text{Па}\cdot\text{с}$ | θ | A | T_0, K | S_0 | $P_{\max}, \text{Па}$ | T, K | Z | B, Па | $(\alpha\cdot P)$ | (η/η_0) |
|----|----------------------------------|----------|--------|-----------------|----------|-----------------------|------|------|----------|-------------------|-----------------|
| 1 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 2,84E+08 | 343 | 0,67 | 2,448096 | 4,59232061 | 98,7233 |
| 2 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 3,25E+08 | 343 | 0,67 | 2,657656 | 5,32382659 | 205,167 |
| 3 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 3,58E+08 | 343 | 0,67 | 2,824486 | 5,89263594 | 362,359 |
| 4 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 3,85E+08 | 343 | 0,67 | 2,965368 | 6,36438325 | 580,787 |
| 5 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 4,1E+08 | 343 | 0,67 | 3,088515 | 6,77071597 | 871,936 |
| 6 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 4,31E+08 | 343 | 0,67 | 3,198636 | 7,12955766 | 1248,32 |
| 7 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 4,51E+08 | 343 | 0,67 | 3,298709 | 7,45213716 | 1723,54 |
| 8 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 4,69E+08 | 343 | 0,67 | 3,390753 | 7,74599761 | 2312,3 |
| 9 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 4,86E+08 | 343 | 0,67 | 3,476209 | 8,01647317 | 3030,47 |
| 10 | 0,264 | 0,031 | 8,3382 | 293 | 0,576264 | 5,16E+08 | 343 | 0,67 | 3,631365 | 8,5020191 | 4924,7 |

Таблиця 4.9. Результати розрахунків зміни динамічної в'язкості від максимального контактного тиску для трансмісійної оливи SAE 80W-90.

| № | η_0 , Па·с | θ | A | T_0 , K | S_0 | P_{max} , Па | T , K | Z | B , Па | $(\alpha \cdot P)$ | (η/η_0) |
|----|--------------------|----------|--------|-----------|----------|----------------|---------|------|----------|--------------------|-----------------|
| 1 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 2,84E+08 | 343 | 0,67 | 2,448096 | 4,14901345 | 63,3715 |
| 2 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 3,25E+08 | 343 | 0,67 | 2,657656 | 4,8890253 | 132,824 |
| 3 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 3,58E+08 | 343 | 0,67 | 2,824486 | 5,4644487 | 236,146 |
| 4 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 3,85E+08 | 343 | 0,67 | 2,965368 | 5,94168143 | 380,574 |
| 5 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 4,1E+08 | 343 | 0,67 | 3,088515 | 6,35273894 | 574,063 |
| 6 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 4,31E+08 | 343 | 0,67 | 3,198636 | 6,7157532 | 825,305 |
| 7 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 4,51E+08 | 343 | 0,67 | 3,298709 | 7,04208361 | 1143,77 |
| 8 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 4,69E+08 | 343 | 0,67 | 3,390753 | 7,33936103 | 1539,73 |
| 9 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 4,86E+08 | 343 | 0,67 | 3,476209 | 7,61298165 | 2024,3 |
| 10 | 0,478 | 0,045 | 8,9319 | 293 | 0,780913 | 5,16E+08 | 343 | 0,67 | 3,631365 | 8,10417346 | 3308,25 |

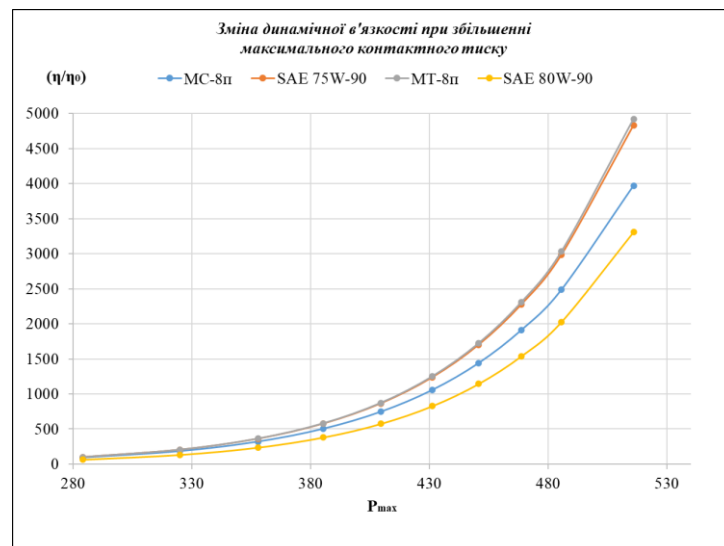


Рис. 4.6. Вплив реологічних властивостей (зміни динамічної в'язкості) при збільшенні максимального контактного тиску (при $T = 343$ K) для досліджуваних оливи.

Для реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення, величина гідродинамічного тиску повинна досягати максимальних значень [272], а його рівень переважати максимальні контактні напруження за Герцом. Оливи з високим класом в'язкості створюють більш товсті мастильні шари і сприяють збільшенню підйомної сили, що виникають між контактними поверхнями і, таким чином,

підвищують рівень гідродинамічного тиску відносно максимального контактного тиску. Причому, для неконформних вузлів тертя, екстремальні умови роботи характерні для змішаного режиму мащення [192], а мікро-ЕГД зона контакту є перехідною між ЕГД та змішаним режимом мащення. Крім того, на рівень гідродинамічного тиску, впливає також температурний чинник, який враховується за методикою, представленої раніше (константа S_0 у формулі 2.25, див. підрозділ 2.4.1).

Таким чином, оливи за середнім та низьким класом в'язкості більш близькі до переходу від ЕГД до змішаного режиму мащення в екстремальних умовах роботи, особливо, при збільшенні локальних температур. Менша чутливість олив з високим класом в'язкості від максимального контактного тиску пояснюється тим, що відповідні оливи створюють мастильні шари високої несучої здатності, для забезпечення повноцінного ЕГД режиму мащення.

В будь-якому випадку, необхідно розглядати вплив реологічного аспекту з урахуванням швидкісного, навантажувального та температурного чинників, тобто оцінювати товщину мастильного шару в зоні мікро-ЕГД контакту з позиції необхідних умов розриву ЕГД мастильного шару.

4.3. Забезпечення реалізації стійкого мікро-ЕГД режиму мащення підшипникових вузлів тертя з позиції необхідних умов розриву мастильних шарів.

4.3.1. Обґрунтування умов формування оптимальної товщини мастильного шару в зоні мікро-ЕГД контакту при терті кочення.

Одними із головних робочих параметрів, що впливають на товщину мастильного шару (див. підрозділ 2.4.2) при терті кочення, є швидкість, контактне навантаження, форма контакту, параметри матеріалів металевих поверхонь та реологічні властивості мастильного матеріалу. Зміна одного з параметрів, дозволяє виявити оптимальну товщину мастильного шару, яка

впливає на працездатність вузлів тертя для широкого спектру мастильних матеріалів [203-204].

Умови кочення розглядаються для моделювання роботи підшипникових вузлів тертя як при чистому коченні, так і з врахуванням часткового проковзування, від чого залежить деяке розсіювання енергії за рахунок в'язкого тертя. Іноді, коли потрібно гарантувати умови чистого кочення (коли швидкості поверхонь рівні), для колового контакту повинно виконуватись наступне співвідношення $V_1 = V_2$ [40] (див. рис. 2.3, а) згідно виразу:

$$V_1 - V_2 = \frac{2\pi}{60} \cdot (\omega_1 \cdot r_1 - \omega_2 \cdot r_2), \quad (4.1)$$

де V_1 ; V_2 – лінійні швидкості кульки та диску; r_1 , r_2 – радіуси кульки та диску для колового контакту; ω_1 і ω_2 – кутові швидкості кульки та диску.

Для еліптичного контакту стальна кулька – скляне кільце (див. рис. 2.3, б) при $\alpha = 8$, будуть виконуватися умови чистого кочення незалежно від переміщення зони контакту від початку до краю по внутрішній стінки зовнішнього кільця.

Для того, щоб виконувалась умова чистого кочення для колового контакту, необхідно виконання співвідношення $\omega_1 = 3\omega_2$, тобто необхідно щоб кутова швидкість кульки перевищувала кутову швидкість диску у 3 рази, тоді для забезпечення умови чистого кочення необхідно виконання умови для колового контакту: $r_2 = 3r_1$, тобто, кулька повинна знаходитися від центру обертання диску на відстані, яка втричі більше власного радіусу.

Тому, наступним завданням було встановлення ступеня впливу на товщину мастильного шару: лінійної швидкості V при чистому коченні та сумарної швидкості $V + V_{15\%}$ при коченні з частковим проковзуванням до 15% в зоні мікро-ЕГД колового контакту при $\beta = 1$, контактної навантаження F (максимального гідродинамічного тиску P_{max}), властивостей матеріалів металевих поверхонь E' (приведеного модулю пружності) та відношення

радіусів кривин β (параметр еліптичності k) для широкого спектру типів (реологічних властивостей) мастильних матеріалів.

Вищенаведена інтерпретація результатів, дасть можливість встановити умови утворення мікро-ЕГД режиму мащення (див. підрозділ 3.1) при екстремальних умовах роботи з урахуванням впливу форми контакту та реологічних властивостей мастильних матеріалів.

Для визначення товщини мастильного шару використовувалися наступні мастильні матеріали: 1) всесезонна трансмісійна олива за високим класом в'язкості SAE 80W-90; 2) всесезонна трансмісійна олива за середнім класом в'язкості SAE 75W-90; 3) моторно-трансмісійна (універсальна) олива МТ-8п за середнім класом в'язкості; 4) авіаційна олива МС-8п за низьким класом в'язкості.

4.3.2. Вплив швидкості кочення на реалізацію стійкого мікро-ЕГД мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу.

Діапазон зміни швидкостей кочення $V_{\Sigma k}$ складав від 0,05 до 1,0 м/с; температура олів T впродовж експерименту становила 343 К; максимальний контактний тиск $P_{max} = 474$ МПа. Мінімальна товщина та товщина мастильного шару в центральній зоні контакту вимірювалась методом оптичної інтерферометрії на стенді оптико-інтерферометричних досліджень (див. підрозділ 2.2) за вибіркою мікроінтерферограм для колового мікро-ЕГД контакту ($\beta = 1$) та еліптичного мікро-ЕГД контакту ($\beta = 8$), як показано на рис. 4.7.

Для знаходження дійсної товщини мастильного шару h_0 застосовувалась методика, яка детально описана в нашій монографії [40].

Результати досліджень мінімальної товщини h_{min} і товщини мастильного шару в центральній зоні h_0 колового контакту ($\beta = 1$) та параметру режиму

масштабу λ (див. формулу 3.1, підрозділ 3.1) в залежності від швидкості кочення, показані на рис. 4.8, 4.9 і 4.10 відповідно.

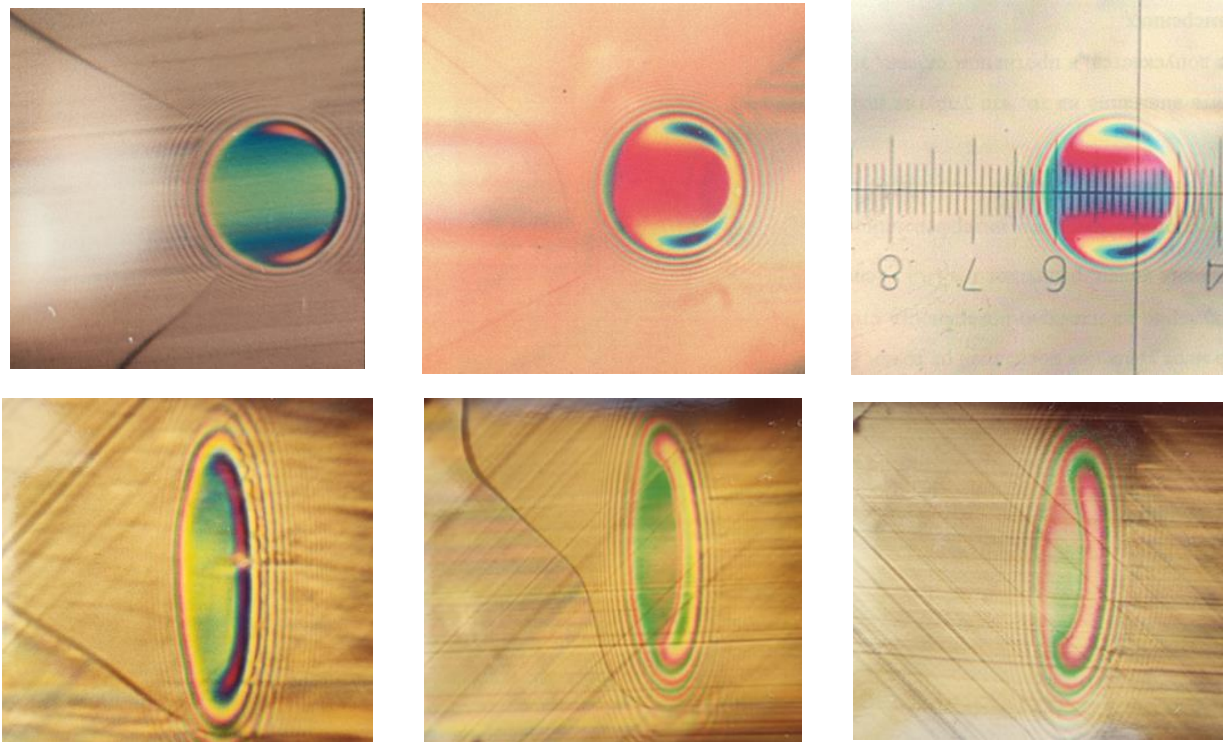


Рис. 4.7. Вибірка мікроінтерферограм розподілу товщини мастильного шару в зоні колового контакту ($\beta = 1$) та еліптичного контакту ($\beta = 8$) при збільшенні швидкості кочення від 0,05 до 1,0 м/с.

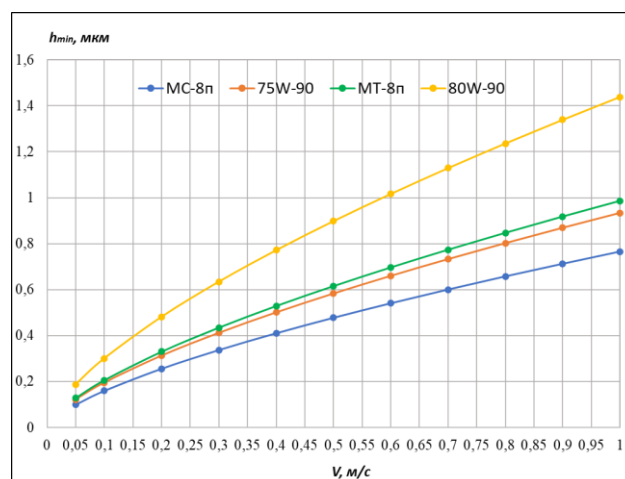


Рис. 4.8. Залежність мінімальної товщини мастильного шару h_{min} в зоні колового контакту від швидкості V для умов кочення.

Згідно рис. 4.9 і 4.10, мікро-ЕГД режим мащення повинен наставати для високов'язкої оливи SAE 80W-90 при швидкості кочення $V = 0,15$ м/с при досягненні $h_0 = 0,48$ мкм; для середньов'язких олив MT-8п і SAE 75W-90 при швидкостях кочення $V = 0,27$ м/с і $V = 0,29$ м/с відповідно при досягненні $h_0 = 0,48$ мкм; для малов'язкої оливи MC-8п при швидкості кочення $V = 0,39$ м/с при досягненні $h_0 = 0,48$ мкм.

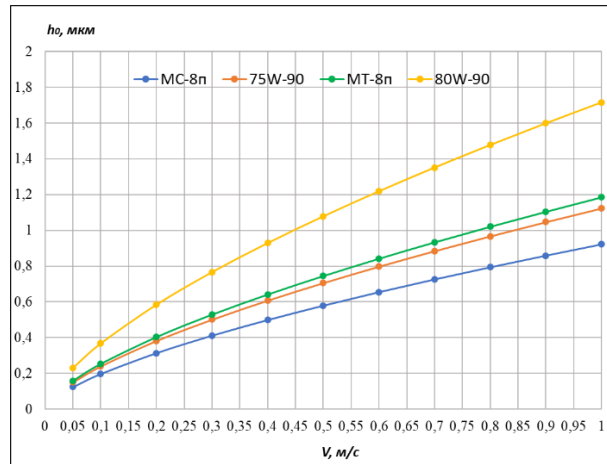


Рис. 4.9. Залежність товщини мастильного шару h_0 в центральній зоні колового контакту від швидкості V для умов кочення.

Таким чином, для забезпечення стійкого мікро-ЕГД мащення, необхідно застосовувати оливи більш високого класу в'язкості в діапазоні допустимих швидкостей кочення.

Якщо порівняти малов'язку авіаційну оливу MC-8п з низьким класом в'язкості та високов'язку трансмісійну оливу SAE 80W-90 з високим класом в'язкості, то для забезпечення стійкого мікро-ЕГД мащення підшипникових вузлів тертя, необхідно для оливи MC-8п мати швидкість більше у 2,6 рази, ніж для оливи SAE 80W-90 і, приблизно у 2 рази більше, ніж для олив 75W-90 і MT-8п за середнім класом в'язкості для подолання межі мікро-ЕГД режиму мащення (необхідних умов розриву ЕГД мастильного шару).

Аналіз експериментальних даних щодо забезпечення стійкого мікро-ЕГД мащення для олив за різним класом в'язкості показав, що кінетика формування товщини мастильного шару в період пуску залежить від швидкості кочення, а

при зростанні швидкості кочення відбувається підвищення товщини мастильного шару в центральній зоні контакту, що обумовлює перехід від змішаного до стійкого мікро-ЕГД мащення.

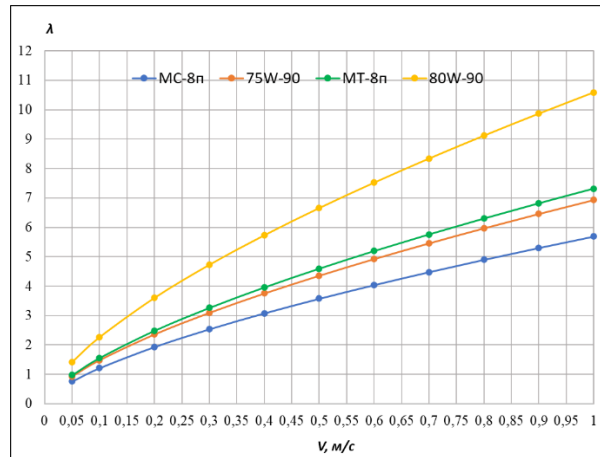


Рис. 4.10. Залежність параметру режиму мащення λ від швидкості V для умов кочення.

Відповідна межа характеризується стійким мікро-ЕГД мащенням для підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи при значних контактних напруженнях, температурах, високих градієнтах швидкостей і напружень зсуву. Для таких умов необхідно забезпечення достатньої товщини мастильного шару шляхом правильного вибору мастильного матеріалу за оптимальним класом в'язкості у вибраному швидкісному діапазоні. При цьому, для встановлення оптимального класу в'язкості оливи щодо конкретного підшипникового вузла тертя, значну роль відіграє його динамічна в'язкість, яка вимірюється на ротаційному віскозиметрі в умовах високих градієнтів швидкостей і напружень зсуву, з метою забезпечення так званого «STAY IN GRADE» [107], тобто, стабільного класу в'язкості (детально в підрозділі 2.4) в широкому діапазоні зміни робочих параметрів.

Таким чином, можна констатувати, що для низькошвидкісних і високонавантажених підшипникових вузлів тертя необхідно використовувати

трансмiсійні оливи з високим класом в'язкостi на рiвнi SAE 80W-90, для середньошвидкiсних пiдшипникових вузлiв тертя - трансмiсійнi або унiверсальнi оливи середнього класу в'язкостi на рiвнi SAE 75W-90, а для високошвидкiсних пiдшипникових вузлiв тертя – трансмiсійнi, унiверсальнi або авiацiйнi оливи низького класу в'язкостi на рiвнi SAE 75W-80.

4.3.3. Вплив кiнематики тертя на реалiзацiю стiйкого мiкро-ЕГД режиму мащення в залежностi вiд реологiчних властивостей мастильного матерiалу.

Швидкiсть кочення iз проковзуванням вимiрюється безпосередньо змiщенням зони контакту кульки вiдносно диску при коловому контактi на вiдстанi, що перевищує: $l_2 = 3r_1$ (див. пiдроздiл 4.3.1), який характерний для умов чистого кочення.

Метою експериментального дослiдження є визначення впливу сумарної швидкостi кочення (з частковим проковзуванням до 15%) на формування мiнiмальної товщини i товщини мастильного шару в центральнiй зонi колового контакту мiж двома контактуючими поверхнями: «стальна кулька – скляний диск».

Дiапазон змiни сумарної швидкостi $V + V_{15\%}$ складав вiд 0,05 до 1 м/с; температура T олив впродовж експерименту становила 343К; максимальний контактний тиск $P_{max} = 474$ МПа; мiнiмальна товщина та товщина мастильного шару в центральнiй зонi контакту визначалась методом оптичної iнтерферометрiї на стендi оптико-iнтерферометричних дослiджень (див. пiдроздiл 2.2) за вибiркою мiкроiнтерферограм для колового мiкро-ЕГД контакту ($\beta = 1$), як показано на рис. 4.7.

Результати дослiджень мiнiмальної товщини h_{min} i товщини мастильного шару в центральнiй зонi h_0 колового контакту ($\beta = 1$) та параметру режиму мащення λ в залежностi вiд швидкостi в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням до 15%, показанi на рис. 4.11, 4.12 i 4.13 вiдповiдно.

Згідно рис. 4.11 встановлено формування мінімальної товщини мастильного шару $h_{min} = 0,40$ мкм при $V + V_{15\%} = 0,25$ м/с в період пуску, що має більшу товщину в зоні подолання межі мікро-ЕГД режиму в умовах кочення з частковим проковзуванням (15%), і характерний саме для високов'язкої трансмісійної оливи SAE 80W-90 в порівнянні з іншими оливами.

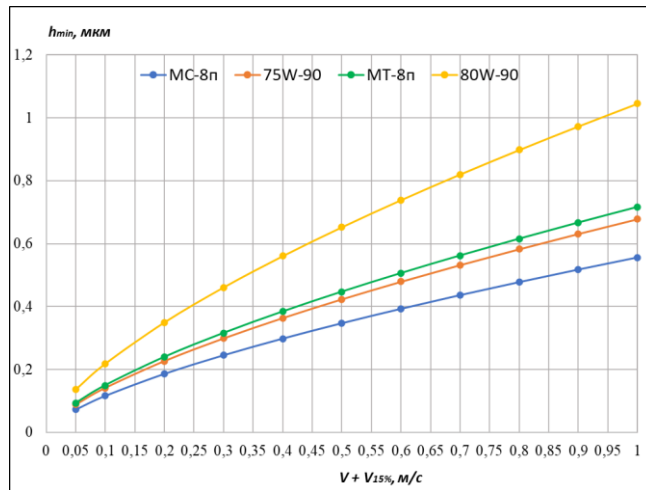


Рис. 4.11. Залежність мінімальної товщини мастильного шару h_{min} в зоні колового контакту від швидкості $V + V_{15\%}$ для умов кочення з частковим проковзуванням 15%.

Причому, для подолання межі мікро-ЕГД режиму потрібно збільшувати швидкість $V + V_{15\%}$ в умовах кочення з частковим проковзуванням 15% - на 67% в порівнянні з чистим коченням (див. рис. 4.8), щоб сформувати оптимальну мінімальну товщину мастильного шару $h_{min} = 0,40$ мкм. Це пояснюється тим, що в умовах часткового проковзування 15%, частина енергії розсіюється на подолання в'язкого тертя, тим самим, супроводжуючи підвищенням локальної температури. Тому, необхідно створення більш товстих плівок для умов кочення з частковим проковзуванням 15% в порівнянні з чистим коченням з метою забезпечення необхідних умов розриву ЕГД мастильного шару.

Згідно рис. 4.12 і 4.13, мікро-ЕГД режим настає для високов'язкої оливи SAE 80W-90 при швидкості $V + V_{15\%} = 0,25$ м/с при досягненні $h_0 = 0,48$ мкм; для середньов'язких олив MT-8п і SAE 75W-90 - при швидкостях $V + V_{15\%} = 0,42$ м/с

та $V + V_{15\%} = 0,46$ м/с відповідно при досягненні $h_0 = 0,48$ мкм; для малов'язкої оливи МС-8п - при швидкості $V + V_{15\%} = 0,6$ м/с при досягненні $h_0 = 0,48$ мкм.

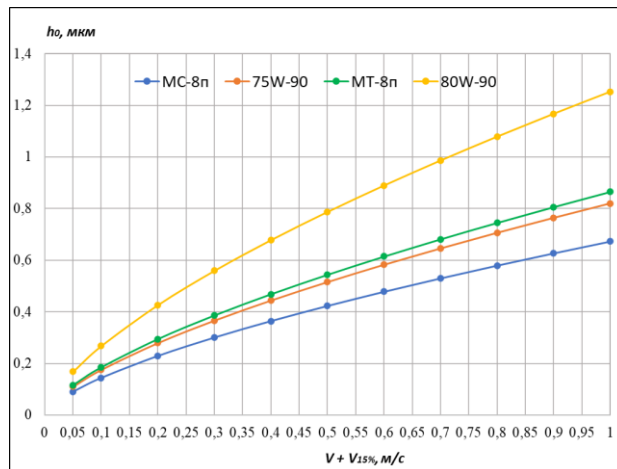


Рис. 4.12. Залежність товщини мастильного шару h_0 в центральній зоні колового контакту від швидкості $V + V_{15\%}$ для умов кочення з частковим проковзуванням 15%.

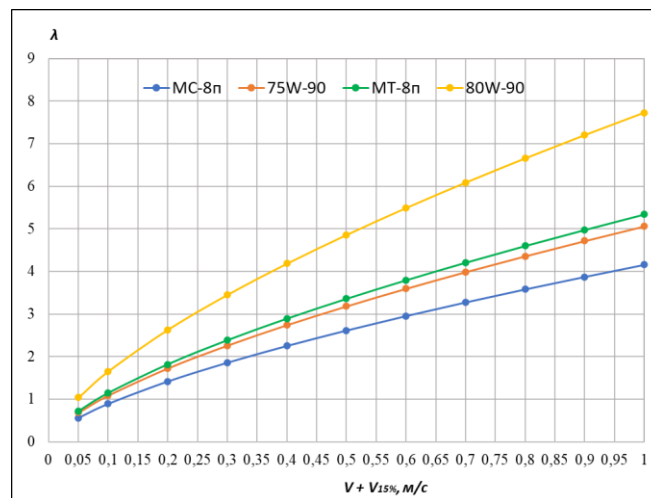


Рис. 4.13. Залежність параметру режиму мащення λ від швидкості $V + V_{15\%}$ для умов кочення з частковим проковзуванням 15%.

Одержані результати свідчать про те, що для забезпечення стійкого мікро-ЕГД мащення при частковому проковзуванні 15%, необхідно збільшувати швидкість, в середньому на 60%, для формування товщини мастильного шару на 33% більшу, ніж при чистому коченні для всіх досліджуваних оливи.

Таким чином, для умов кочення з частковим проковзуванням 15% встановлена динаміка формування товщини мастильного шару, при якій спостерігається реалізація стійкого мікро-ЕГД мащення, для чого необхідно забезпечити збільшення сумарної швидкості кочення, що сприяє утворенню мастильних шарів більшої товщини.

4.3.4. Вплив контактного навантаження на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу.

Метою експериментального дослідження є визначення впливу контактного навантаження F (максимального контактного тиску P_{max}) на формування мінімальної товщини і товщини мастильного шару в центральній зоні еліптичного контакту між двома контактуючими поверхнями: «сталевий кулька – скляне кільце». Діапазон швидкостей V в умовах кочення для досліджуваних олив складав від 0,1 до 0,4 м/с з метою забезпечення реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення.

Діапазон контактних навантажень складав від 7,78Н до 46,68Н, що відповідає максимальним контактним тискам P_{max} від 330 МПа до 600 МПа; температура T олив впродовж експерименту становила 343К; мінімальна товщина та товщина мастильного шару в центральній зоні еліптичного контакту визначалась методом оптичної інтерферометрії на стенді оптико-інтерферометричних досліджень (див. підрозділ 2.2) за вибіркою мікроінтерферограм для еліптичного мікро-ЕГД контакту ($\beta = 8$), як показано на рис. 4.7.

Результати досліджень мінімальної товщини h_{min} і товщини мастильного шару в центральній зоні h_0 еліптичного контакту ($\beta = 8$) та параметру режиму мащення λ в залежності від контактної навантаження в умовах кочення, показані на рис. 4.14, 4.15 і 4.16 відповідно.

Формування товщини мастильного шару в центральній зоні мікро-ЕГД еліптичного контакту спостерігається для досліджуваних олив в умовах зміни контактної навантаження при відповідних швидкостях кочення та параметру режиму мащення, де відбувається перехід від змішаного до стійкого мікро-ЕГД мащення, тобто коли $\lambda = 3$.

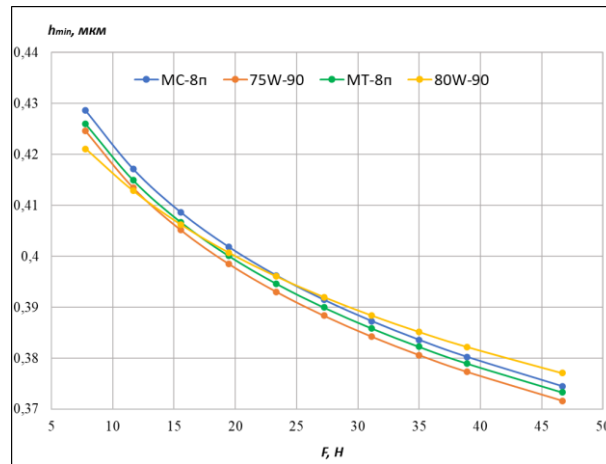


Рис. 4.14. Залежність мінімальної товщини мастильного шару h_{min}

в зоні еліптичного контакту від навантаження F для досліджуваних олив:

- 1) 80W-90 при швидкості $V = 0,15$ м/с;.
- 2) MT-8n при швидкості $V = 0,26$ м/с;.
- 3) 75W-90 при швидкості $V = 0,28$ м/с;.
- 4) MC-8n при швидкості $V = 0,38$ м/с.

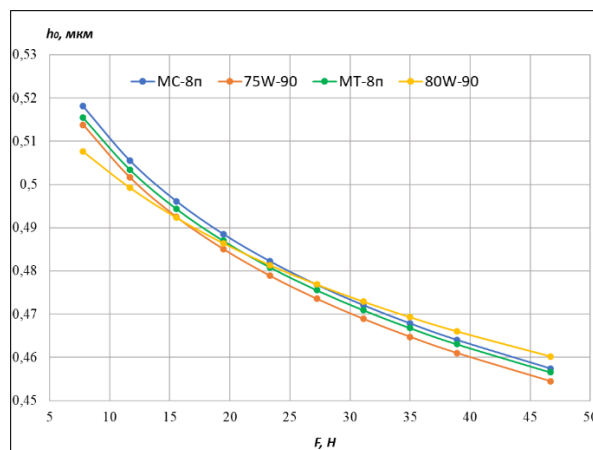


Рис. 4.15. Залежність товщини мастильного шару в центральній h_0

зоні еліптичного контакту від навантаження F для досліджуваних олив:

- 1) 80W-90 при швидкості $V = 0,15$ м/с;.
- 2) MT-8n при швидкості $V = 0,26$ м/с;.
- 3) 75W-90 при швидкості $V = 0,28$ м/с;.
- 4) MC-8n при швидкості $V = 0,38$ м/с.

Згідно рис. 4.14 та 4.15 при збільшенні навантаження приблизно до $F = 20H$ (450 МПа) формується мінімальна товщина мастильного шару при $h = 0,4 \text{ мкм}$ і товщина мастильного шару в центральній зоні мікро-ЕГД контакту при $h = 0,48 \text{ мкм}$, при яких досягається межа між мікро-ЕГД та змішаним режимами мащення при наступних швидкостей кочення: для оливи SAE 80W-90 при $V = 0,15 \text{ м/с}$; для оливи МТ-8п при $V = 0,26 \text{ м/с}$; для оливи SAE 75W-90 при $V = 0,28 \text{ м/с}$; для оливи МС-8п при $V = 0,38 \text{ м/с}$.

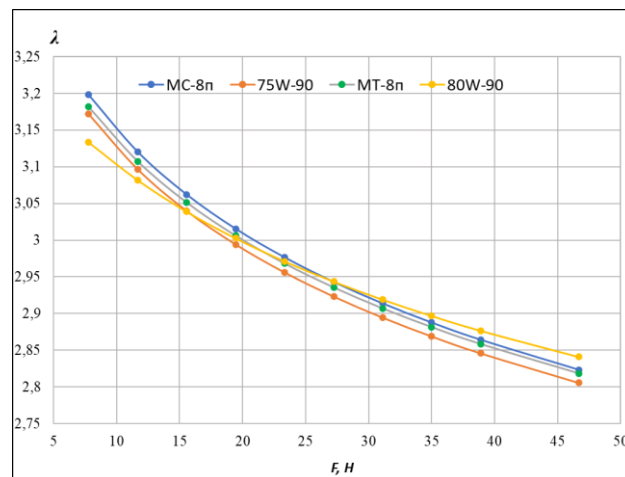


Рис. 4.16. Залежність параметру режиму мащення λ

в зоні еліптичного контакту від навантаження F для досліджуваних оливи:

- 1) 80W-90 при швидкості $V = 0,15 \text{ м/с}$;
- 2) МТ-8п при швидкості $V = 0,26 \text{ м/с}$;
- 3) 75W-90 при швидкості $V = 0,28 \text{ м/с}$;
- 4) МС-8п при швидкості $V = 0,38 \text{ м/с}$.

Характерною особливістю впливу навантаження є те, що згідно рис. 4.14 – 4.16, формування товщин мастильного шару спостерігається по різному в залежності від реологічних властивостей досліджуваних оливи. В діапазоні параметру мастильного шару $\lambda = 2,8 \div 3,2$, для оливи низького і середнього класу в'язкості (МС-8п, МТ-8п, SAE 75W-90) мінімальна товщина та товщина мастильного шару в центральній зоні мікро-ЕГД контакту зменшується в середньому на 13%, для оливи високого класу в'язкості (SAE 80W-90) – на 11% при збільшенні контактного навантаження. Тобто, оливи високого класу в'язкості мають меншу чутливість до збільшення контактного навантаження, а

значить мають більш високу несучу здатність на відміну від інших олив за різним класом в'язкості.

4.3.5. Вплив форми контакту на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу.

В підрозділі 4.1 даної роботи було розглянуто вплив фактичної форми контакту на контактнo-механічні властивості напружено-деформованого стану в області точкового контакту тертя. Результати показали значну роль форми контакту при збільшенні контактного навантаження на рівень максимальних контактних напружень, деформацій, максимальних дотичних напружень та положення локалізації дотичних напружень в підповерхневій зоні контакту як за глибиною, так і за напрямом кочення.

Але, кінематика тертя декілька змінює характер протікання мікропроцесів в умовах тертя кочення з урахуванням впливу реологічних особливостей мастильних матеріалів. Для цього необхідно розглянути вплив форми контакту в умовах кочення для досліджуваного спектру олив. Умови чистого кочення були вибрані для того, щоб не спотворювати результати оцінки форми контакту, які виникають внаслідок часткового проковзування, як це було показано раніше (див. підрозділ 4.3.3), коли частина енергії розсіюється на подолання в'язкого тертя між мастильними шарами, для чого необхідно збільшувати швидкість кочення для забезпечення стійкого мікро-ЕГД мащення.

Параметри відношення радіусів кривин були вибрані згідно методики оцінки (див. підрозділ 2.3) для точкових контактів тертя в діапазоні $1 \leq \beta \leq 25$, тобто, в інтервалі точкових контактів від колового ($\beta = 1$) до еліптичного (практично лінійного, $\beta = 25$). Причому, вплив відношення радіусів кривин для еліптичного контакту при $\beta = 8$ і для колового контакту $\beta = 1$ визначалися експериментальним шляхом (методом оптичної інтерферометрії), а для інших значень β - розрахунковим, використовуючи обчислені трансцендентні

параметри (див. табл. 4.2), які були визначені достатньо точними та коректними з похибкою не більше 3%.

З метою визначення товщини мастильного шару досліджувалися наступні мастильні матеріали: 1) всесезонна трансмісійна олива за високим класом в'язкості SAE 80W-90; 2) всесезонна трансмісійна олива за середнім класом в'язкості SAE 75W-90; 4) моторно-трансмісійна (універсальна) олива МТ-8п за середнім класом в'язкості; 4) авіаційна олива МС-8п за низьким класом в'язкості.

Метою експериментального дослідження було визначення впливу форми контакту (відношення радіусів кривин β) на формування мінімальної товщини і товщини мастильного шару в центральній зоні точкового контакту між двома контактуючими поверхнями: «стальна кулька – скляний диск (кільце)».

Діапазон швидкостей V в умовах кочення для досліджуваних олив складав від 0,2 до 0,4 м/с з метою забезпечення стійкого мікро-ЕГД мащення; контактне навантаження складало 7,78Н; температура T олив впродовж експерименту становила 343К; мінімальна товщина та товщина мастильного шару в центральній зоні точкового контакту визначалися методом оптичної інтерферометрії на стенді оптико-інтерферометричних досліджень (див. підрозділ 2.2) за вибіркою мікроінтерферограм для колового ($\beta = 1$) та еліптичного ($\beta = 8$) мікро-ЕГД точкових контактів, застосовуючи вимірювання радіусів колового контакту, діаметрів великої і малої вісі еліптичного контакту (див. рис. 4.7).

Результати розрахунково-експериментальних досліджень мінімальної товщини h_{min} і товщини мастильного шару в центральній зоні h_0 точкових контактів та параметру режиму мащення λ досліджуваного спектру олив в залежності від відношення радіусів кривин β в умовах кочення, побудовані для зручності в логарифмічних координатах, як показано на рис. 4.17, 4.18 і 4.19 відповідно.

Згідно результатів на рис. 4.17 – 4.19, зміна форми контакту по різному впливає на формування мінімальної товщини і товщини мастильного шару в

центральної зоні мікро-ЕГД точкового контакту для досліджуваного спектру ОЛИВ.

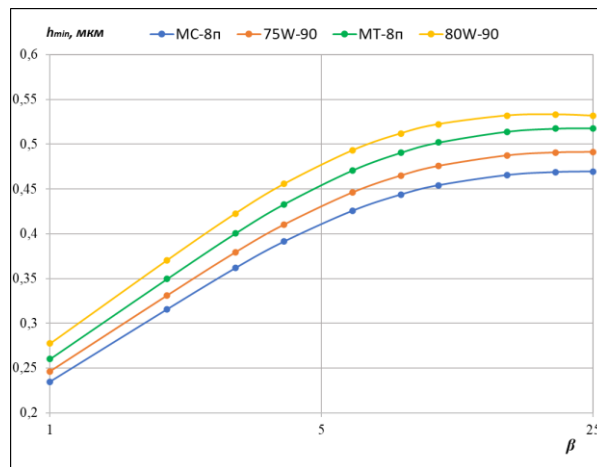


Рис. 4.17. Залежність мінімальної товщини мастильного шару h_{min} в зоні точкового контакту від відношення радіусів кривин β для досліджуваних олив: 1) 80W-90 при швидкості $V = 0,2$ м/с; 2) MT-8n; 75W-90 при швидкості $V = 0,32$ м/с; 3) MC-8n при швидкості $V = 0,4$ м/с.

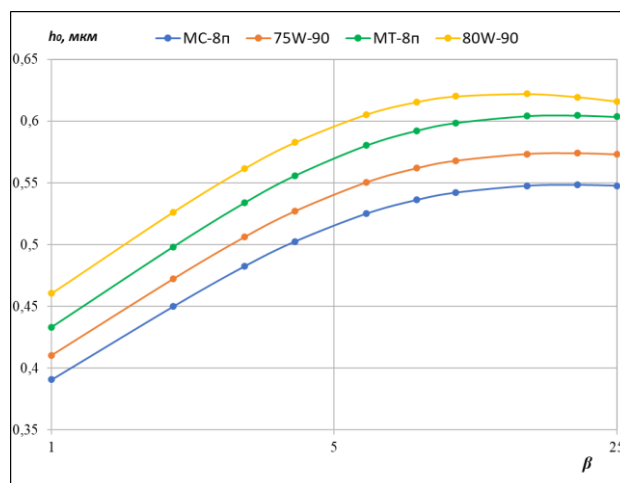


Рис. 4.18. Залежність товщини мастильного шару h_0 в центральній зоні точкового контакту від відношення радіусів кривин β для досліджуваних олив: 1) 80W-90 при швидкості $V = 0,2$ м/с; 2) MT-8n; 75W-90 при швидкості $V = 0,32$ м/с; 3) MC-8n при швидкості $V = 0,4$ м/с.

В діапазоні параметрів мастильного шару $\lambda = 2,4 \div 4,0$, мінімальна товщина в зоні мікро-ЕГД точкового контакту збільшується, в середньому у 2 рази (на 100%), а товщина мастильного шару в центральній зоні мікро-ЕГД

точкового контакту, в середньому на 40%, при збільшенні відношення радіусів кривин в діапазоні $1 \leq \beta \leq 25$ для всіх досліджуваних олив.

Таким чином, дані результати показують умови реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення при збільшенні еліптичності форми контакту в умовах тертя кочення.

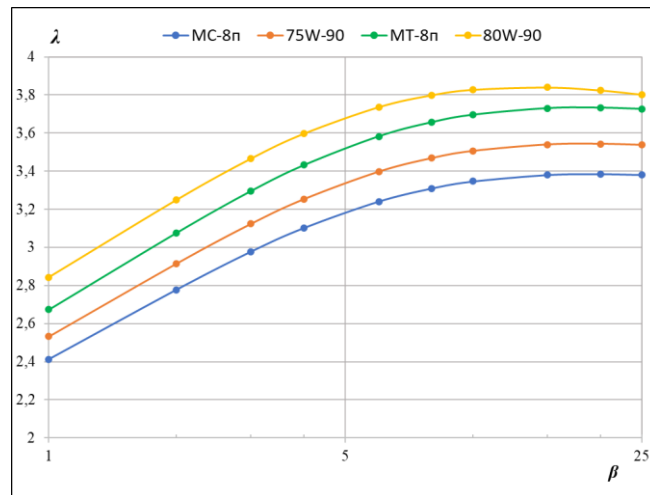


Рис. 4.19. Залежність параметру режиму мащення λ в зоні точкового контакту від відношення радіусів кривин β для досліджуваних олив: 1) 80W-90 при швидкості $V = 0,2$ м/с; 2) MT-8п; 75W-90 при швидкості $V = 0,32$ м/с; 3) MC-8п при швидкості $V = 0,4$ м/с.

Умови реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення при збільшенні еліптичності форми контакту в умовах тертя кочення реалізуються за рахунок того, що створюється гідродинамічний тиск в зоні мікро-ЕГД точкового контакту для всього досліджуваного спектру олив, який призводить до суттєвого підвищення саме мінімальної товщини мастильного шару відносно товщини в центральній зоні контакту.

Причому, суттєве підвищення саме мінімальної товщини мастильного шару відносно товщини в центральній області контакту при збільшенні еліптичності форми контакту, може свідчити про зменшення зони западини мінімальної товщини за рахунок зниження пульсації тиску, як було описано в підрозділі 1.2 (див. розділ 1).

Згідно рис. 4.18 і 4.19 можна побачити, що при наближенні до лінійного контакту, тобто при $\beta = 25$, коли еліптичність дорівнює приблизно $k = 8$, товщина мастильного шару h_0 в центральній зоні точкового контакту та параметр режиму мащення λ зменшують свої величини для досліджуваного спектру олив. Це може свідчити про те, що для лінійного контакту характерні свої особливості мікропроцесів, які протікають в мастильних шарах, що відрізняють їх від точкових контактів. Крім того, така нехарактерна для точкових контактів поведінка може опосередковано пояснювати застосування трансмісійних олив з високим класом в'язкості (SAE 80W-90, див. рис. 4.18 і 4.19) нераціональним для вузлів з лінійною формою контакту.

4.3.6. Вплив параметру матеріалів металевих контактних поверхонь на реалізацію стійкого мікро-ЕГД режиму мащення в залежності від реологічних властивостей мастильного матеріалу.

Згідно методики оцінки товщини мастильного шару (див. підрозділ 2.4.2) значний вплив має параметр матеріалів G , що характеризує згідно формули 2.33 властивості металевих поверхонь – приведеним модулем пружності E' та реологічними властивостями мастильного матеріалу – п'єзокоефіцієнтом в'язкості α .

Метою експериментального дослідження є встановлення впливу параметру матеріалів G , а саме, ступеню впливу приведенного модуля пружності E' із різними матеріалами поверхонь тертя та реологічних властивостей ряду мастильних матеріалів, на формування мінімальної товщини і товщини мастильного шару в центральній зоні точкового мікро-ЕГД контакту.

Швидкість кочення V для досліджуваних олив складав 0,5 м/с в межах мікро-ЕГД режиму; контактне навантаження - $F = 23,34\text{Н}$; температура T олив впродовж експерименту становила 343К; мінімальна товщина та товщина мастильного шару в центральній зоні точкового контакту визначалась методом оптичної інтерферометрії на стенді оптико-інтерферометричних досліджень

(див. підрозділ 2.2) за вибіркою мікроінтерферограм для еліптичного мікро-ЕГД контакту ($\beta = 8$), як показано на рис. 4.7.

В якості досліджуваних пар тертя використовувались 3 пари трибоспряжень, які застосовуються в більшості підшипникових вузлів тертя автобудівного, авіаційного, військового та сільськогосподарського призначення, властивості яких наведені в таблиці 4.10. Характеристики досліджуваного спектру оливи приведені в таблиці 4.5 (див. підрозділ 4.2).

В результаті були сформовані групи матеріалів $G1 - G4$, які склали 3 трибопари з різних матеріалів контактних металевих поверхонь при застосуванні відповідного ряду досліджуваних оливи.

Результати досліджень формування мінімальної товщини h_{min} і товщини мастильного шару в центральній зоні h_0 еліптичного контакту ($\beta = 8$) та параметру режиму мащення λ щодо відібраних груп матеріалів $G1 - G4$, занесені в таблицю 4.11, а на рис. 4.20, 4.21 і 4.22 відповідно, показана їх графічна інтерпретація.

Таблиця 4.10. Вхідні параметри матеріалів для досліджуваних трибопар.

| № | Найменування трибопари | Модуль пружності $E_1, Па$ | Модуль пружності $E_2, Па$ | Коефіцієнт Пуассону ν_1 | Коефіцієнт Пуассону ν_2 | Приведений модуль пружності $E', Па$ |
|---|---|----------------------------|----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|--------------------------------------|
| 1 | Легована сталь – Високолегована хромиста сталь | 2,1E+11 | 2,2E+11 | 0,25 | 0,3 | 2,325E+11 |
| 2 | Бронза фосфориста – Високолегована хромиста сталь | 1,2E+11 | 2,2E+11 | 0,33 | 0,3 | 1,683E+11 |
| 3 | Бронза олов'яниста – Високолегована хромиста сталь | 9,9E+10 | 2,2E+11 | 0,37 | 0,3 | 1,556E+11 |

За результатами експериментальних досліджень впливу параметру матеріалів G на мінімальну товщину h_{min} та товщину мастильного шару h_0 в центральній зоні точкового контакту, а також на параметр режиму мащення λ , згідно рис. 4.20, 4.21 і 4.22, був встановлений незначний вплив до 5%, саме

матеріалів металевих поверхонь, за приведеним модулем пружності E' , на що вказує незначний нахил лінійних залежностей щодо вісі абсцис – параметру матеріалів G .

Таблиця 4.11. Результати впливу параметру матеріалів G на формування товщини і параметр режиму мащення.

| № | $E', \text{Па}$ | β | $\eta_0, \text{Па}\cdot\text{с}$ | θ | $\alpha, \text{Па}^{-1}$ | G | $h_{min}, \text{мкм}$ | $h_0, \text{мкм}$ | λ |
|----|-----------------|---------|----------------------------------|----------|--------------------------|---------|-----------------------|-------------------|-----------|
| G1 | 2,325E+11 | 8 | 0,185 | 0,028 | 1,611E-08 | 3747,29 | 0,44163 | 0,55195 | 3,40712 |
| | 1,683E+11 | 8 | 0,185 | 0,028 | 1,614E-08 | 2716,52 | 0,459059 | 0,56567 | 3,49179 |
| | 1,556E+11 | 8 | 0,185 | 0,028 | 1,612E-08 | 2508,73 | 0,463027 | 0,56857 | 3,50968 |
| G2 | 2,325E+11 | 8 | 0,244 | 0,03 | 1,649E-08 | 3834,53 | 0,539143 | 0,67258 | 4,15175 |
| | 1,683E+11 | 8 | 0,244 | 0,03 | 1,65E-08 | 2776 | 0,560049 | 0,6888 | 4,25186 |
| G3 | 2,325E+11 | 8 | 0,264 | 0,031 | 1,652E-08 | 3841,62 | 0,569329 | 0,70973 | 4,38107 |
| | 1,683E+11 | 8 | 0,264 | 0,031 | 1,651E-08 | 2778,49 | 0,59113 | 0,72648 | 4,48445 |
| G4 | 2,325E+11 | 8 | 0,478 | 0,045 | 1,566E-08 | 3642,6 | 0,830544 | 1,02705 | 6,33982 |
| | 1,683E+11 | 8 | 0,478 | 0,045 | 1,54E-08 | 2592,01 | 0,855497 | 1,04226 | 6,43369 |
| | 1,556E+11 | 8 | 0,478 | 0,045 | 1,53E-08 | 2380,95 | 0,860628 | 1,04463 | 6,4483 |

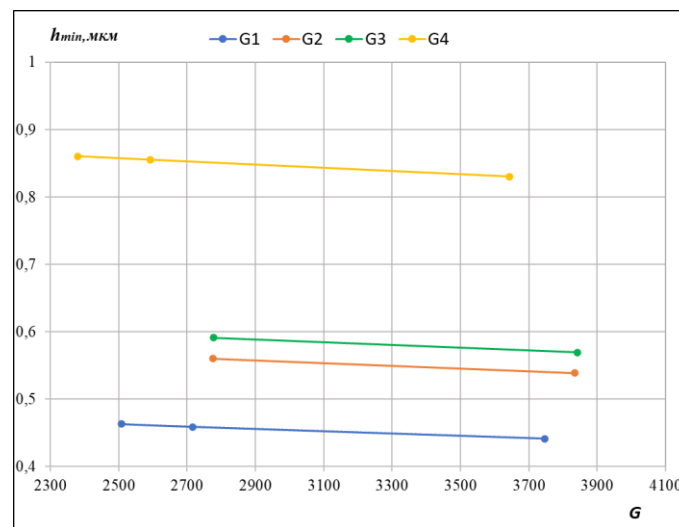


Рис. 4.20. Формування мінімальної товщини мастильного шару h_{min} в зоні точкового контакту для різних груп параметрів матеріалів $G1, G2, G3, G4$.

Оскільки параметр матеріалів G є добутком приведенного модуля пружності матеріалів металевих поверхонь E' і п'єзокоефіцієнту в'язкості мастильних матеріалів $\alpha_{сер}$, тобто $G = \alpha_{сер} \cdot E'$ за формулою 2.33 (див. підрозділ 2.4.2), то згідно рис. 4.19 – 4.22, властивості досліджуваного ряду

олив через α мають домінуючий ефект щодо формування мінімальної товщини h_{min} і товщини мастильного шару h_0 в центральній зоні точкового контакту, а також на параметр режиму мащення λ .

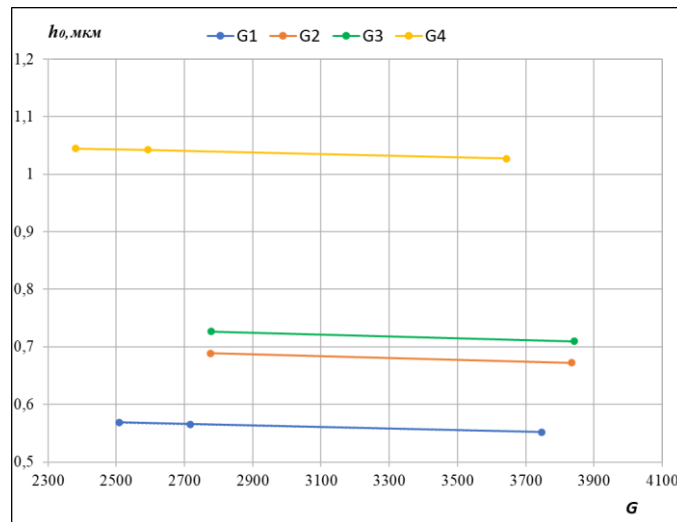


Рис. 4.21. Формування товщини мастильного шару h_0 в центральній зоні точкового контакту для різних груп параметрів матеріалів $G1$, $G2$, $G3$, $G4$.

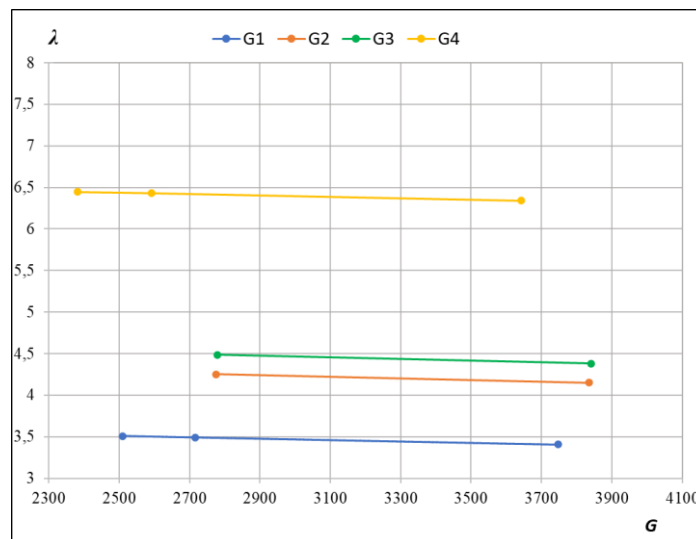


Рис. 4.22. Зміна параметру режиму мащення λ в зоні точкового контакту для різних груп параметрів матеріалів $G1$, $G2$, $G3$, $G4$.

Відповідний вплив реологічних властивостей ($\alpha_{сер}$) складає від 20 до 90% в залежності від обраного досліджуваного мастильного матеріалу, на що вказує значна різниця лінійних залежностей між групами $G1$, $G2$, $G3$, $G4$, які

були поділені за принципом застосування відомого ряду досліджуваних олив. Незначний вплив властивостей металевих поверхонь за нахилом кривих згідно рис. 4.20 – 4.22 для усіх груп матеріалів *G1*, *G2*, *G3*, *G4*, складає не більше 5%.

4.4. Фізико-хімічні аспекти впливу мастильних середовищ щодо реалізації стійкого режиму мащення в зоні точкового контакту для умов змішаного тертя.

Згідно попередньої оцінки в підрозділі 3.4 (див. розділ 3) був сформульований суттєвий вплив якісного і кількісного хімічного складу компонентів мастильних середовищ на триботехнічні характеристики в залежності від локальної температури та запропонована відповідна методика (див. підрозділ 2.5, розділ 2).

Важливою є завдання визначення взаємозв'язку між концентрацією (кількісного складу) активних хімічних компонентів в мастильному середовищі та рівнем триботехнічних властивостей при відповідній температурі досліджень для вузлів тертя, при яких важливим фактором є структурна пристосовуваність модифікованих шарів до екстремальних умов роботи.

В підрозділі 1.5 (див. рис. 1.4, розділ 1) було розглянуто утворення хімічно-модифікованих граничних шарів (ХМГШ) на основі адсорбції ХАР, які містять дітіофосфат цинку або сульфідну групу. Було встановлено механізм утворення ХМГШ, який полягає у взаємодії макрорадикалів молекул оливи з ювенільною поверхнею металу.

Згідно наведеного аналізу передбачається, що ХМГШ можуть характеризуватися не тільки високими антифрикційними властивостями, але й задовольняти протизношувальним і протизадирним властивостям, тобто, ефективно протидіяти створенню адгезійних зв'язків та запобігати виникненню захоплювання 1-го роду [108-109]. Важливо те, що такі ХМГШ можуть підвищувати ефективність мащення в екстремальних умовах роботи, тобто, в

нестационарних умовах тертя, де ні гідродинамічні, ні структуровані шари, ні мила не здатні забезпечити стабільну мастильну здатність.

Зважаючи на проведену комплексну оцінку модифікування мастильних середовищ (див. рис. 3.1, розділ 3) щодо вирішення проблеми підвищення зносостійкості та ефективності мащення, запропоновано провести експериментальні дослідження у наступні два етапи:

1) створення сучасної технології і контролю введення модифікаторів тертя і присадок нового покоління до базових нейтральних олів в оптимальній концентрації на етапі їхнього виробництва.

2) корегування рецептур щодо створення модифікованих (універсальних) олів із поліпшеними антифрикційними, протизношувальними і протизадирними властивостями з відповідними перевагами ефективності мащення (мастильної здатності) в екстремальних умовах роботи.

На першому етапі, вирішувалася задача забезпечення контролю оптимальної концентрації модифікаторів тертя при послідовному визначенні триботехнічних характеристик на другому етапі. Для забезпечення вирішення задачі введення модифікаторів тертя і присадок в оптимальній концентрації згідно методики, описаної в підрозділі 2.5, було запропоновано вимірювання концентрації модифікаторів тертя і присадок за допомогою ЕДРФС в нейтральній базовій оліві, та послідовного визначення сили тертя (коефіцієнту тертя) за антифрикційними властивостями і глибини відбитку лінійного зносу за протизношувальними властивостями на трибометрі швейцарської компанії CSM Instruments.

Після двох етапів випробувань, створювався оптимальний і скорегований склад модифікованого мастильного середовища із заданими фізико-хімічними та поліпшеними триботехнічними характеристиками в оптимальній концентрації модифікаторів тертя і присадок на базі результатів двох етапів.

Надалі, для підтвердження результатів двоетапної методики оцінки, визначалися протизношувальні, протизадирні та антифрикційні властивості

досліджуваних сумішей в складі модифікованих олив на сертифікованій чотирикульковій машині тертя (ЧКМТ) в заводських умовах.

Перший і другий етапи досліджень забезпечувались за допомогою комплексу спеціалізованого і триботехнічного обладнання (див. підрозділ 2.5.1) з метою:

– визначення наявності відповідних активних хімічних елементів та вимірювання концентрації модифікаторів тертя і присадок в нейтральній базовій оливі на ЕДРФС на першому етапі;

– визначення коефіцієнту тертя за мінімальним відхиленням пружного важеля за датчиком LVDT трибометра та вимірювання товщини сформованого модифікованого шару або лінійного зносу на трибометрі за глибиною відбитку зносу контртілу (кульки) за визначений пробіг на другому етапі.

В якості нейтральної базової оливи використовувалась індустріальна олива I-40A. Надалі, методом компаундування на основі базової оливи I-40A, були виготовлені три зразки сумішей із вмістом досліджуваних модифікаторів тертя і присадок із різною концентрацією, які застосовуються в сучасних універсальних (моторно-трансмійних) оливах для змащування вузлів трансмісії і вузлів ДВЗ:

1) Зразок 1 - суміш I-40A з багатофункціональною присадкою на основі дітіофосфату цинку (ДФЦ);

2) Зразок 2 - суміш I-40A з модифікатором тертя, що містить у вигляді ХАР - сульфідну групу (СФ) з відповідною концентрацією;

3) Зразок 3 - суміш I-40A з модифікатором тертя, що містить у вигляді ХАР - сульфідну групу (ЕР) з відповідною концентрацією.

Зразки 2 і 3 з модифікаторами тертя сульфідної групи відрізняються між собою концентрацією ХАР.

Нейтральна базова олива I-40A використовувалась в якості 4-го зразку в чистому вигляді для порівняння її результатів з іншими досліджуваними сумішами.

Методика приготування зразків полягала в наступному:

– на першому етапі модифікатор тертя або присадка додавались в різних концентраціях в нейтральну базову оливу I-40A;

– готова суміш витримувалась при температурі 70°C впродовж постійного перемішування за допомогою лабораторної вібраційної мішалки, після чого, отримували зразок у відповідній концентрації.

Програма досліджень включала в себе:

1) проведення ряду вимірювань:

– наявності активних хімічних елементів і концентрації дослідних зразків на ЕДРФС;

– коефіцієнту тертя від пробігу дослідних зразків на трибометрі;

– товщини модифікованого шару (глибини відбитку лінійного зносу) від пробігу дослідних зразків на трибометрі.

2) встановлення наступних залежностей:

– зміни коефіцієнту тертя від пробігу дослідних зразків I-40A і сумішей в оптимальній концентрації;

– зміни товщини модифікованого шару (глибини відбитку лінійного зносу) від пробігу дослідних зразків I-40A і сумішей в оптимальній концентрації.

Діапазон концентрації модифікаторів тертя і присадок в суміші складав згідно паспортним рекомендаціям від виробника модифікатору тертя або присадки:

1) для присадки ДФЦ — 3000 ... 4000 мг/кг цинку, 4000 ... 5000 мг/кг у вигляді активного фосфору та до 1,5% маси у вигляді сульфіду;

2) для модифікатору СФ — в межах концентрації 0,5 – 3% маси сульфіду;

3) для модифікатору ЕР — в межах концентрації 1,5 – 5% маси сульфіду.

4) для нейтральної базової оливи I-40A допускався вміст незначної кількості сірки (до 0,2%) у зв'язку зі старінням деякої кількості вуглеводню.

Для забезпечення умов, які імітують роботу підшипникових вузлів тертя, були запропоновані наступні триботехнічні пари: в якості контртілу — кулька діаметром 6 мм зі сталі ШХ-15 (AISI E 52100, HRC 67, клас шорсткості 10б); в

якості індентору — диск діаметром 25 мм зі сталі ШХ-15 із покриттям TiN (клас шорсткості *12a*). Випробування проводитиме при температурі 70°C, вологи — 75%, лінійної швидкості — 8,5 см/с, максимальному навантаженні — 50 Н, із загальним пробігом до 15 000 м.

Згідно результатів досліджень на ЕДРФС (див. таблицю 4.12 та протокол вимірювань на рис. А.1 в Додатку А) встановлені оптимальні за концентрацією зразки: зразок 1 - 3844 мг/кг у вигляді цинку, 4240 мг/кг у вигляді активного фосфору, 0,792% маси у вигляді сульфідів; зразок 2 – 1,61% маси у вигляді сульфідів; зразок 3 – 2,086% маси у вигляді сульфідів та незначної кількості цинку, в яких встановлені на трибометрі (рис. 4.23 – 4.24) мінімальні значення коефіцієнту тертя та сформовані оптимальні товщини модифікованого шару в порівнянні з нейтральною базовою оливою I-40A (Зразок 4) в чистому вигляді, у якої був зафіксований суттєвий лінійний знос (рис. 4.23).

Таблиця 4.12. Результати 1-го етапу щодо встановлення оптимальних концентрацій досліджуваних зразків на ЕДРФС.

| ХАР | Одиниця виміру | Зразок 1 | Зразок 2 | Зразок 3 | Зразок 4 I-40A |
|---------|----------------|----------|----------|----------|-------------------|
| Цинк | мг\кг | 3844 | - | 24 | - |
| Фосфор | мг\кг | 4240 | - | - | - |
| Сульфід | % мас. | 0,792 | 1,61 | 2,086 | 0,17 |

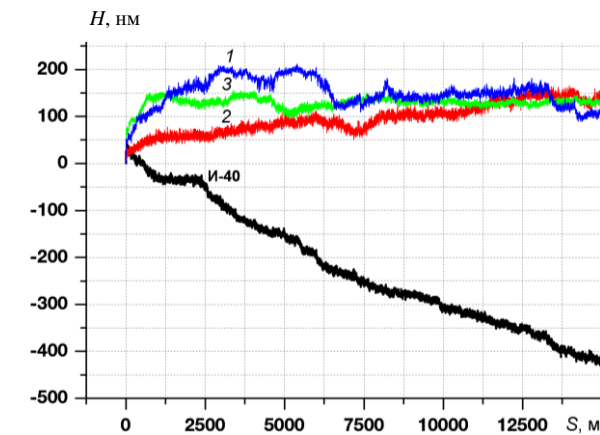


Рис. 4.23. Залежність товщини модифікованого шару (глибини відбитку лінійного зносу) H від пробігу S на 2-му етапі випробувань досліджуваних зразків: 1 — Зразок 1; 2 — Зразок 2; 3 — Зразок 3; 4 — I-40A.

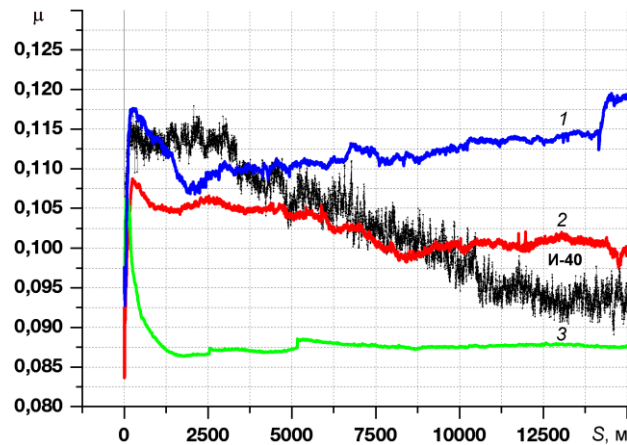


Рис. 4.24. Залежність коефіцієнту тертя μ від пробігу S на 2-му етапі випробувань досліджуваних зразків:
 1 — Зразок 1; 2 — Зразок 2; 3 — Зразок 3; 4 — I-40A.

Згідно рис. 4.23 зафіксовано формування та адаптування модифікованих шарів до умов тертя для зразків 1, 2, 3 впродовж всього пробігу. Для зразку I-40A характерно руйнування модифікованого шару (відображено як від'ємний знос), де глибина відбитку лінійного зносу H сягає 450 нм впродовж 15 000 м пробігу. Це свідчить про те, що на відміну від зразку I-40A, для зразків 1, 2, 3 характерне формування та адаптування модифікованих шарів товщиною до 150 нм до екстремальних умов роботи (навантаження 50Н) в період стабілізації беззношувального процесу тертя, оскільки нейтральна базова олива I-40A не містить ніяких ПАР та ХАР. Аналіз з базовою оливою I-40A був вибраний для того, щоб показати адекватність розробленої методики для сумішей, які були зроблені з відповідної оливи.

Сформовані товщини модифікованих шарів (див. рис. 4.23) для зразків 1, 2, 3 мають практично ідентичні профілі після 9 000 м пробігу, що свідчить про стабілізацію процесу формування і адаптації модифікованих шарів в період беззношувального процесу тертя. Для зразків 1 і 3 характерне швидке формування достатньо товстих товщин модифікованого шару (до 100 нм) на самому початку пробігу. Причому, модифіковані шари для зразку 3 більш швидко, ніж модифіковані шари зразку 1, адаптуються до екстремальних умов роботи, створюючи більш товсті шари вже на перших 700 м пробігу (до 150 нм).

Модифіковані шари зразку 2 формуються і адаптуються поступово аж до стадії стабілізації беззношувального процесу (на 9000 м пробігу).

Важливим чинником для екстремальних умов роботи є формування відносно товстих товщин модифікованого шару вже з перших сотень метрів пробігу, а також швидке адаптування сформованих товщин. Скачки товщин модифікованого шару, які притаманні для *Зразку 1*, можуть провокувати розриви аж до виникнення заїдання контактних поверхонь тертя (холодного заїдання за Виноградовим [19]). З цієї точки зору, модифіковані шари *Зразку 3* мають кращі протизношувальні та протизадирні властивості.

Зменшення коефіцієнту тертя μ зразку *I-40A* (див. рис. 4.24) приблизно з 4000 м пробігу, а потім його стабілізація, пов'язане із створенням мастильних шарів при переході до рідинного тертя, які забезпечуються підйомною силою, що розділяє контактні поверхні. Але, з початку аж до 4000 м пробігу, високий коефіцієнт тертя відповідного зразку не забезпечує необхідних антифрикційних властивостей завдяки відсутності захисних модифікованих шарів. Коефіцієнт тертя для зразку *1* спочатку зменшується на 10% до 2000 м пробігу, а потім поступово збільшується і, на 14000 м пробігу, досягає початкового значення, тобто, не проявляє виражених антифрикційних властивостей. Антифрикційні властивості більш виражені для зразку *2*, де впродовж 8750 м пробігу коефіцієнт тертя поступово зменшується на 10%, а потім стабілізується до 15 000 м пробігу, що вказує на визначну роль сульфідів в зниженні і стабілізованні сил тертя. Найкращі антифрикційні властивості має зразок *3*: спочатку (до 1000 м) коефіцієнт тертя суттєво зменшується на 40%, а потім стабілізується до всього часу пробігу, підтверджуючи чинник рівня концентрації сульфідів для поліпшення тертя в порівнянні із зразком *2*.

Узагальнюючи результати 1-го та 2-го етапів оцінки, можна констатувати переваги *Зразку 3*, який формує модифіковані шари з суміші модифікатору тертя сульфідної групи (EP), а встановлена оптимальна концентрація відповідного зразку, що дорівнює 2,1%, вказує на кращі протизношувальні, протизадирні та антифрикційні властивості.

Таким чином, можна констатувати, що важливими є універсальні властивості мастильних середовищ, з точки зору, забезпечення високих протизношувальних, протизадирних і антифрикційних властивостей, на що впливає не тільки якісний хімічний склад, а й кількісний склад вмісту ХАР в мастильному середовищі. Відповідні універсальні властивості надають можливість модифікувати поверхні тертя міцними ХМГШ для умов високих навантажень та швидше адаптуватися до екстремальних умов тертя.

Для підтвердження результатів двоетапної методики оцінки якісного та кількісного хімічного складу досліджуваних зразків, був проведений подальший аналіз протизношувальних та протизадирних властивостей на чотирикульковій машині тертя (ЧКМТ) згідно методики, описаної в підрозділі 2.5.2 даної роботи.

Для підтвердження відмінних властивостей зразку 3 (модифікатору тертя EP) було виготовлено зразок універсальної (моторно-трансмісійної) оливи ЄМТ-8 (повна назва «ПРОТЕК ЄМТ-8») з необхідними фізико-хімічними властивостями із додаванням відповідного модифікатору тертя із визначеною за попередніми дослідженнями, оптимальною концентрацією в заводській акредитованій лабораторії.

Модифікування якісного і кількісного фізико-хімічного складу моторно-трансмісійної оливи спостерігалось за рахунок збалансованого технологічного циклу в процесі компаундування та стабілізації відповідного модифікатору тертя в заводських умовах за попередніми результатами досліджуваних сумішей.

Проведення 2-го етапу двоетапної методики проводилась за наступними методиками:

- визначення протизношувальних та протизадирних характеристик моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 на ЧКМТ;

- проведення повного фізико-хімічного аналізу моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 та отримання відповідного протоколу випробувань від виробника (див. рис. А.2 в Додатку А);

- порівняння результатів протизношувальних та протизадирних характеристик, зроблених на ЧКМТ, моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 та штатної моторно-трансмісійної оливи МТ-8п, яке було вибрано в якості еталону для порівняння (див. рис. А.3 в Додатку А).

Результати триботехнічних досліджень на ЧКМТ моторно-трансмісійних олив ЄМТ-8 і МТ-8п згідно протоколів випробувань (див. рис. А.2 - А.3 в Додатку А), наведені в таблиці 4.13.

Таблиця 4.13. Результати триботехнічних випробувань на ЧКМТ щодо підтвердження оптимального зразку в складі модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п.

| <i>Найменування показників</i> | <i>ЄМТ-8</i> | <i>МТ-8п</i> |
|---|--------------|--------------|
| Триботехнічні характеристики олив за температурою 293К впродовж 1 години випробувань: | | |
| - Індекс задиру (I_z), Н, не менше; | 580 | 490 |
| - Критичне навантаження (P_k), Н, не менше; | 1381 | 1303 |
| - Діаметр плями зношування (D_z) при контактному навантаженні за Герцом – 196Н, тривалість випробування – 1 год., мм, не більше | 0,29 | 0,32 |

Результати досліджень згідно таблиці 4.13 підтвердили результати двоетапної методики про те, що модифікатор тертя EP у вигляді сульфїду в концентрації 2,1% в моторно-трансмісійній оливі ЄМТ-8, показує найкращі результати на відміну від інших модифікаторів тертя. Так, індекс задиру модифікованої оливи ЄМТ-8 на 20% перевищує індекс штатної оливи МТ-8п. Крім того, модифікована олива ЄМТ-8 при осьовому навантаженні 196Н може витримувати критичне навантаження на 78Н більше ніж штатна олива МТ-8п, а діаметр плями зношування при цьому був зменшений на 10% в порівнянні зі штатною оливою; за протизадирними властивостями – індекс задиру у оливи ЄМТ-8 більше на 18%, ніж у штатній оливі МТ-8п при всіх рівних умовах проведення випробувань. Усі інші фізико-хімічні показники дослідних моторно-трансмісійних олив були в межах норм згідно НТД (див. рис. А.2 - А.3 в Додатку А).

Таким чином, триботехнічні характеристики модифікованої моторно-трансмійної оливи, що містить модифікатор тертя сульфідної групи EP в концентрації 2,1%, підтверджує найкращу ефективність мащення та зносостійкість за протизношувальним, протизадирним і антифрикційним властивостям в порівнянні зі штатною оливою. Такі властивості модифікованої оливи надають універсальності моторно-трансмійним оливам в умовах використання їх у вузлах тертя в трансмісії та ДВЗ.

Крім того, відповідна комплексна методика оцінки якісного і кількісного хімічного складу компонентів у вигляді ХАР в мастильних середовищах дає можливість модифікувати хімічний елементний склад модифікаторів тертя або присадок, визначати оптимальну концентрацію компонентів оливи і, таким чином, враховувати в поєднанні з в'язкісними характеристиками, хімічний аспект впливу оливи на процеси тертя, що відбуваються в мікро-ЕГД зоні контакту в екстремальних умовах роботи підшипникових вузлів тертя.

Висновки до розділу 4:

1. Встановлено, що збільшення еліптичності форми контакту зменшує рівень максимальних контактних напружень і деформацій в зоні фрикційного контакту підшипникових вузлів тертя, а саме в підповерхневій зоні контакту зменшуються максимальні дотичні напруження та положення їх локалізації в ортогональному напрямку кочення. Причому, спостерігається перерозподіл контактного напруження більше в бік напрямку кочення.

2. Для попередження розривів мікро-ЕГД мастильного шару у підшипникових вузлах тертя в локальній зоні контакту для більшості моторних, трансмісійних і універсальних оливи, необхідно: 1) враховувати підвищення максимального контактного тиску, що суттєво збільшує динамічну в'язкість мастильного шару; 2) для оливи з низьким класом в'язкості реалізувати швидкість у 2,6 рази більшу, ніж для оливи з високим класом в'язкості і, приблизно - у 2 рази більшу, ніж для оливи з середнім класом в'язкості; 3) при

терті кочення з частковим проковзуванням 15%, реалізувати швидкість, в середньому на 60% більшу, ніж при чистому терті кочення.

3. Для забезпечення стійкого мікро-ЕГД режиму мащення підшипникових вузлів тертя, в зоні точкового контакту для більшості моторних, трансмісійних і універсальних олив, необхідно: 1) застосовувати оливи високого класу в'язкості, що мають меншу чутливість щодо збільшення контактного навантаження за рахунок формування мастильних шарів високої несучої здатності на поверхнях тертя; 2) застосовувати збільшення еліптичності контакту в межах $1 \leq \beta \leq 25$, що приводить до підвищення, в середньому у 2 рази, мінімальної товщини на виході із зони контакту, та, в середньому на 40%, товщини мастильного шару в центральній області контакту.

4. Встановлений незначний вплив матеріалів металевих поверхонь - до 5% за приведеним модулем пружності E' , на мінімальну і центральну товщини мастильного шару в зоні мікро-ЕГД точкового контакту. Визначено, що саме реологічні властивості (п'єзокоефіцієнт в'язкості α) мастильних матеріалів мають домінуючий вплив на відповідні товщини мастильного шару і на параметр режиму мащення для підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи.

5. Розроблено двоетапну методику підвищення ефективності мащення і зносостійкості вузлів тертя щодо встановлення оптимального якісного та кількісного хімічного складу мастильних середовищ. Визначено оптимальну суміш за протизношувальними, протизадирними і антифрикційними властивостями, що містить модифікатор тертя сульфідної групи EP в оптимальній концентрації 2,1%: за сформованою оптимальною товщиною модифікованого шару (до 150 нм на 700 м) та найшвидшим адаптуванням до екстремальних умов тертя з самого початку пробігу до стабілізації беззношувального процесу тертя (на 9000 м); за стрімким падінням до 40% і подальшим стабілізуванням сил тертя; за збільшенням критичного навантаження на 78Н, за зменшенням діаметру плями зношування на 10%, за збільшенням індексу задиру на 18% при всіх рівних умовах випробувань.

РОЗДІЛ 5. КОНТАКТНО-МЕХАНІЧНІ, РЕОЛОГІЧНІ ТА ФІЗИКО-ХІМІЧНІ АСПЕКТИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ ДВЗ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ

Основні результати досліджень за відповідним розділом відображені за особистим внеском здобувача у наступних публікаціях – [41–42,52,55,57-59,62-67,78-79,81,212, 218].

5.1. Обґрунтування програми випробувань щодо оцінки впливу контактнo-механічних, реологічних та фізико-хімічних аспектів на триботехнічні характеристики мастильних середовищ в нестационарних умовах тертя.

Зважаючи на комплексну оцінку модифікування мастильних середовищ (див. рис. 3.1, розділ 3) щодо вирішення проблеми підвищення зносостійкості та ефективності мащення для вузлів ДВЗ, які працюють в екстремальних умовах роботи, запропоновано провести експериментальні дослідження у наступні два етапи:

1) створення сучасної технології і контролю введення компонентів ХАР або ПАР в складі модифікаторів тертя, наномодифікаторів і присадок нового покоління до базових нейтральних олив в оптимальній концентрації на етапі їхнього виробництва.

2) модифікування мастильних середовищ з поліпшеними антифрикційними, протизношувальними і протизадирними властивостями для умов змішаного тертя.

На першому етапі, вирішувалася задача забезпечення контролю оптимальної концентрації модифікаторів тертя (наномодифікаторів або присадок) – надалі «компонентів», при послідовному визначенні триботехнічних характеристик. Для забезпечення вирішення задачі введення компонентів в

оптимальній концентрації у вигляді сумішей згідно методики, описаної в підрозділі 2.5, було запропоновано вимірювання відповідної концентрації за допомогою ЕДРФС в нейтральній базовій оливі (фізико-хімічний аспект), та послідовного визначення: мікротвердості контактних поверхонь на мікротвердомірі ПМТ-3 (контактно-механічний аспект); коефіцієнту тертя на універсальному автоматизованому стенді УАСТ за антифрикційними властивостями; градієнтів напруження зсуву, швидкості зсуву та ефективної в'язкості на УАСТ (реологічний аспект); товщини мастильного шару на УАСТ; лінійного зносу на мікротвердомірі ПМТ-3 за протизношувальними властивостями.

Таким чином, створювався збалансований фізико-хімічний склад модифікованої оливи із скорегованими реологічними, фізико-хімічними та поліпшеними триботехнічними характеристиками в оптимальній концентрації компонентів на основі розробленої двоетапної оцінки.

Надалі, визначалися реологічні і триботехнічні характеристики модифікованих олив на УАСТ в лабораторних умовах та на сертифікованій чотирикульковій машині тертя ЧКМТ (для неконформних вузлів ДВЗ) в заводських умовах згідно методики, описаної в підрозділі 2.5.2.

Для встановлення впливу реологічної складової сумішей та модифікованих олив на триботехнічні властивості, були проведені відповідні дослідження на універсальному автоматизованому стенді УАСТ в нестационарних умовах тертя згідно методики і схеми досліджень, представленої в підрозділі 2.6.1.

Для встановлення впливу фізико-хімічної складової компонентів у вигляді сумішей і модифікованих олив на механічні та протизношувальні властивості контактних поверхонь, були проведені відповідно дослідження зміни мікротвердості і шорсткості поверхонь тертя та лінійного зносу на мікротвердомірі ПМТ-3, шляхом оцінки зміни досліджуваного показника до і після напрацювання згідно методики, описаної в підрозділі 2.6.2.

Двоетапна оцінка проводилась за допомогою комплексу спеціалізованого і триботехнічного обладнання (ЕДРФС, УАСТ і ПМТ-3) за такою послідовністю:

- визначення якісного і кількісного фізико-хімічного складу компонентів в нейтральній базовій оливі у вигляді сумішей (олив) на ЕДРФС;
- визначення мікротвердості поверхонь тертя на ПМТ-3 до і після напрацювання;
- визначення реологічних властивостей сумішей (олив) - швидкості зсуву, напруження зсуву, ефективною в'язкості на УАСТ в нестационарних умовах тертя;
- визначення динаміки зміни товщини мастильного шару сумішей (олив) на УАСТ в нестационарних умовах тертя;
- визначення антифрикційних властивостей сумішей (олив) - коефіцієнт тертя на УАСТ в нестационарних умовах тертя;
- визначення лінійного зносу поверхонь тертя після напрацювання на ПМТ-3.

В якості нейтральної базової оливи використовувалась індустріальна олива І-40А. Надалі, методом компаундування на основі базової оливи І-40А, були виготовлені три зразки у вигляді сумішей з вмістом досліджуваних компонентів із різною концентрацією, які застосовуються в сучасних моторних і універсальних (моторно-трансмійних) оливах для змащування вузлів ДВЗ:

- 1) Зразок 1 - суміш І-40А з багатофункціональною присадкою на основі дітіофосфату цинку (ДФЦ) у вигляді ХАР;
- 2) Зразок 2 - суміш І-40А з модифікатором тертя, що містить у вигляді ХАР - сульфідну групу (ЕР) відповідної концентрації;
- 3) Зразок 3 - суміш І-40А з модифікатором тертя, що містить у вигляді ХАР - сульфідну групу (СФ) відповідної концентрації;

Зразки 2 і 3 з модифікаторами тертя сульфідної групи відрізняються між собою концентрацією ХАР.

Нейтральна базова олива *І-40А* використовувалась в якості 4-го зразку в чистому вигляді для порівняння її результатів з іншими досліджуваними сумішами.

З метою розширення досліджень щодо сучасних наномодифікаторів тертя, запропоновано провести випробування фулереноподібних структур, так званих «полімерів тертя» (див. підрозділ 1.5, розділ 1), за складом у вигляді твердих ультрадисперсних частинок (3–70 нм) фулеренів, що виготовляються за найсучаснішою технологією у вигляді суміші фулеренів C_{60} – C_{70} (суміш фулереноподібних структур - СФС) з відповідною концентрацією. Оскільки, ця суміш має органічне походження, то воно представляється як ПАР [91].

Вибір в якості наномодифікатору - фулерену, обумовлений тим, що потрапляючи в зону тертя, органічні фулеренові структури вносять суттєві структурні зміни у поверхню тертя, які здатні її модифікувати (полімеризувати) в триботехнічно вигідному напрямку. Принципова відмінність фулерену від інших модифікаторів тертя полягає в тому, що в трибосистему вноситься речовина, яка ініціює самоорганізовані процеси у вигляді утворення самогенеруючих органічних плівок СОП (див. підрозділ 1.5, розділ 1).

В якості дослідних зразків СФС, було створено спеціальні суміші СФС, які були компаундовані в нейтральній базовій оливі І-40А у різних концентраціях.

Методика приготування зразків полягала в наступному:

– на першому етапі компоненти додавалися в необхідній концентрації в нейтральну базову оливу І-40А;

– готова суміш витримувалася при температурі 70°C при постійному перемішуванні за допомогою лабораторної вібраційної мішалки, після чого, отримували зразок у необхідній концентрації.

Діапазон концентрації сумішей складав згідно паспортним рекомендаціям від виробника компоненту:

1) для присадки ДФЦ — 3000 ... 4000 мг/кг цинку, 4000 ... 5000 мг/кг у вигляді комбінованого ХАР - активованого фосфору та до 1,5% маси у вигляді сульфїду;

2) для модифікатору ЕР (ХАР) — в межах концентрації 1,5 – 5% маси сульфїду;

3) для модифікатору СФ (ХАР) — в межах концентрації 0,5 – 3% маси сульфїду;

4) для фулеренів СФС (ПАР) – в межах концентрації 0,5 – 5% маси фулерїту.

5) для нейтральної базової оливи *I-40A* можливий вміст незначної кількості сірки (до 0,2%) у зв'язку зі старінням деякої кількості вуглеводню.

Схема і робочі умови проведення триботехнічних і реологічних досліджень на УАСТ та вибір матеріалів для вузлів ДВЗ в нестационарному режимі тертя, детально описані в підрозділах 2.6.1 і 2.6.3 відповідно.

5.2. Забезпечення стійкого режиму мащення при застосуванні модифікованих сумішей для неконформних і конформних вузлів ДВЗ.

5.2.1. Механічні властивості контактних поверхонь при напрацюванні.

Метою експериментального дослідження згідно програми випробувань (див. підрозділ 5.1) необхідно було визначити кінетику зміни мікротвердості H_{200} (механічних властивостей) фрикційного контакту в період напрацювання з метою встановлення оптимального зразку за якісним та кількісним фізико-хімічним складом компонентів мастильних середовищ.

Для реалізації тертя кочення з частковим проковзуванням у 15% застосовувалась трибопара «ролик – ролик», один з якого був випереджаючим, а інший – відстаючим. Вибір матеріалів описаний в підрозділі 2.6.3. Випробування проводились при максимальному контактному напруженні $\sigma_{max} = 550$ МПа і при температурі $T = 348$ К в зоні контакту.

Результати кінетики зміни мікротвердості при напрацюванні в локальній зоні контакту, представлені графічно відповідно для випереджаючого та відстаючого роликів на рис. 5.1 – 5.2.

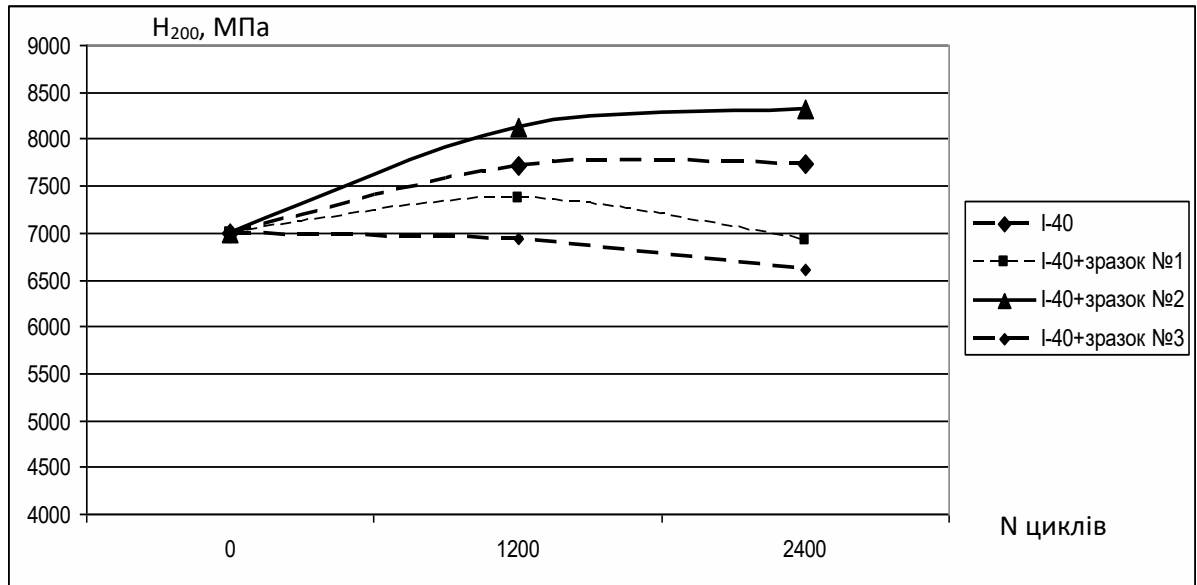


Рис. 5.1. Кінетика зміни мікротвердості ΔH_{200} випереджаючої поверхні ролику в період напрацювання при $\sigma_{max} = 550$ МПа, $T = 348$ К.

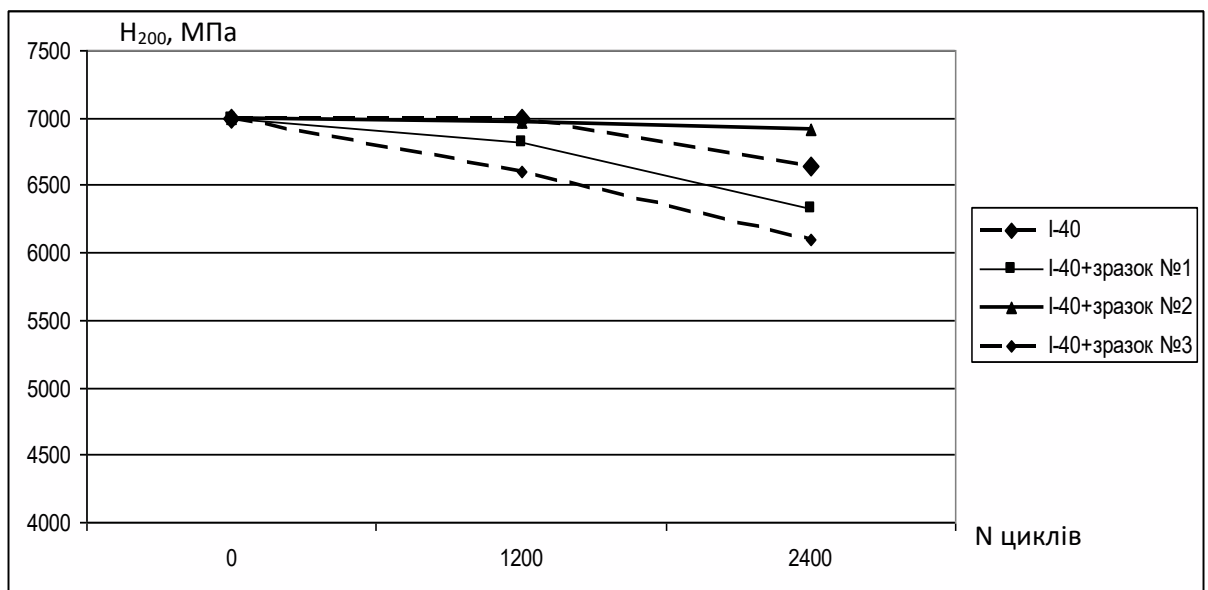


Рис. 5.2. Кінетика зміни мікротвердості ΔH_{200} відстаючої поверхні ролику в період напрацювання при $\sigma_{max} = 550$ МПа, $T = 348$ К.

Якщо порівнювати кінетику зміни мікротвердості при $\sigma_{max} = 550$ МПа впродовж напрацювання до 1200 циклів випереджаючого (рис. 5.1) та відстаючого (рис. 5.2) роликів, то при мащенні поверхонь базовою оливою I-40A в чистому вигляді, не відбувається зміцнення випереджаючої поверхні ΔH_{200} , а розміцнення відстаючої поверхні ΔH_{200} сягає (-500) МПа, тобто, для I-40A: ΔH_{200}

= 0/(-500) МПа. Для інших сумішей ΔH_{200} : №1 - 400/(-200) МПа; №2 - 1200/0 МПа; №3 - 700/0 МПа відповідно.

При порівнюванні кінетики зміни мікротвердості при $\sigma_{max} = 550$ МПа впродовж напрацювання від 1200 до 2400 циклів випереджаючого (див. рис. 5.1) та відстаючого (див. рис. 5.2) роликів, то ΔH_{200} : I-40A – (-400)/(-600) МПа; №1 – (-500)/(-600) МПа; №2 - 200/(-100) МПа; №3 - 0/(-400) МПа відповідно.

Згідно результатів на рис. 5.1 і 5.2 до 1200 циклів напрацювання, нейтральна базова олива I-40A в чистому вигляді, тобто без компонентів, спочатку взагалі не зміцнює випереджаючу поверхню, а потім розміцнює до 500 МПа відстаючу поверхню; з 1200 до 2400 циклів – максимально розміцнює випереджаючу і відстаючу поверхні до (-400)/(-600) МПа відповідно серед інших зразків, що пояснюється відсутністю ХАР для створення захисних ХМГШ.

Зразок 1 суміші дітіофосфату цинку ДФЦ до 1200 циклів напрацювання – зміцнює до 400 МПа випереджаючу поверхню, а відстаючу – розміцнює до (-200) МПа, а з 1200 до 2400 циклів - максимально розміцнює випереджаючу і відстаючу поверхні до (-500/-600) МПа відповідно в порівнянні з іншими зразками. Присадка ДФЦ – багатофункціональна протизношувальна присадка, яка застосовується для зменшення зносу впродовж стабільної стадії зношування, тобто, вона не придатна працювати в екстремальних умовах роботи і застосовується тільки для припрацювання контактних поверхонь.

Зразок 3 суміші сульфідної групи СФ з концентрацією 1,61% показує задовільні результати, створюючи міцні ХМГШ у вигляді сульфідів, які витримують високі температури і навантаження в локальній зоні контакту. А саме, спочатку до 1200 циклів – зміцнює до 700 МПа випереджаючу поверхню, а відстаючу – не розміцнює взагалі, а з 1200 до 2400 циклів - не розміцнює випереджаючу поверхню, але відстаючу поверхню розміцнює до 400 МПа.

Зразок 2 суміші сульфідної групи EP з концентрацією 2,1% показує кращі результати, створюючи міцні ХМГШ у вигляді сульфідів, які витримують високі температури і навантаження в локальній зоні контакту. А саме, спочатку до 1200 циклів – зміцнює до 1200 МПа випереджаючу поверхню, а відстаючу – не

розміцнює взагалі, а з 1200 до 2400 циклів – це єдина суміш серед інших зразків, яка зміцнює випереджаючу поверхню до 200 МПа і відстаючу поверхню розміцнює тільки до 100 МПа в порівнянні з іншими зразками. Таким чином, *зразок 2* має кращі результати саме за рахунок визначеної оптимальної концентрації, що впливає на утворення більш зносостійких ХМГШ.

Узагальнюючи результати кінетики зміни мікротвердості випереджаючої та відстаючої поверхонь роликів, можна констатувати переваги *зразку 3* – суміші з модифікатором тертя сульфідної групи (EP) в оптимальній концентрації ХАР - 2,1% в порівнянні з іншими зразками.

На кінетику зміни мікротвердості поверхневих шарів сталі 40Х суттєво впливає здатність відповідної суміші формувати ХМГШ на, активованому тертям, поверхні металу. Результати досліджень кінетики зміни мікротвердості показали, що *зразки 2 і 3* у вигляді сумішей сульфідної групи з різною концентрацією, створюють міцні ХМГШ на поверхнях металу.

Результати досліджень механічної складової показали, що зниження зносостійкості відстаючої поверхні відбувається за рахунок розміцнення поверхневих шарів металу при напрацюванні, що є причиною розклинюючої дії ХАР [37]. Але, застосування модифікаторів тертя саме сульфідної групи в оптимальній концентрації створюють міцні ХМГШ, що мають високу здатність чинити опір діючим напруженням та запобігати розклинюючої дії ХАР в екстремальних умовах роботи при недостатньому мащенні.

Дослідження механічної складової проводилась також в рамках оцінки впливу шорсткості (рис. 5.3, *a - в*) на кінетику зміни коефіцієнту тертя в локальній зоні контакту, що є важливим фактором для реалізації стійкого мащення в умовах змішаного тертя.

Дослідження шорсткості проводились при значеннях вихідної шорсткості ролику зі сталі 40Х, що відповідає класам - *9a; 8a; 7a* та значенням середньоарифметичного відхилення мікронерівностей поверхонь тертя $R_a = 0,32$ мкм; $0,63$ мкм; 1 мкм відповідно, при контактних напруженнях в локальній зоні контакту $\sigma_{max} = 450$ МПа; 570 МПа; 680 МПа. В якості мастильного

середовища використовувалась нейтральна базова олива *I-40A* з модифікатором тертя сульфідної групи EP в концентрації 2,1% згідно попередніх досліджень (Зразок 2).

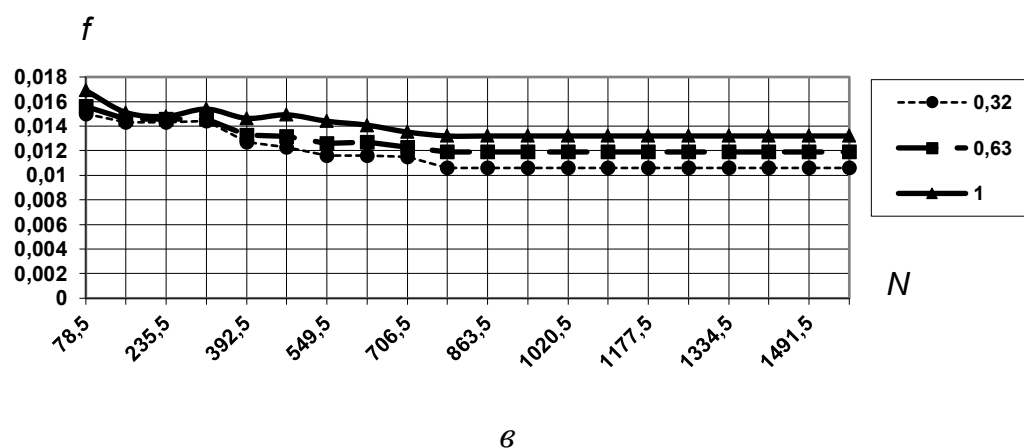
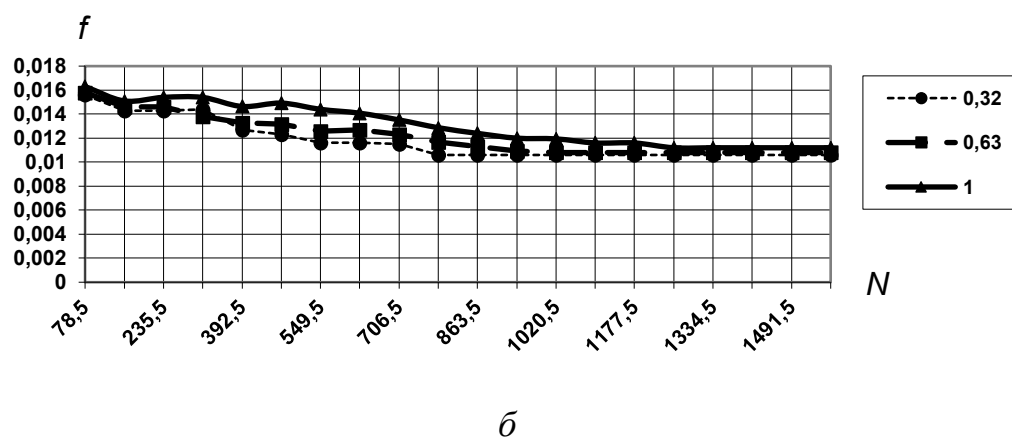
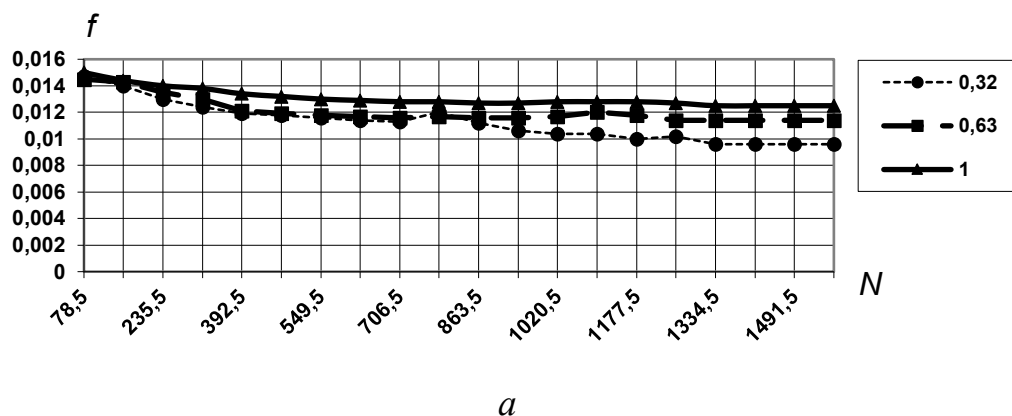


Рис. 5.3, а - в. Кінетика зміни коефіцієнту тертя f впродовж напрацювання для різної вихідної шорсткості поверхонь при:

а) $\sigma_{max} = 450$ МПа; б) $\sigma_{max} = 570$ МПа; в) $\sigma_{max} = 680$ МПа.

Стабілізація тертя впродовж певного періоду припрацювання оцінювалось шляхом тертя L для різних контактних напружень згідно зробленої кореляційної оцінки, представленої на рис. 5.4.

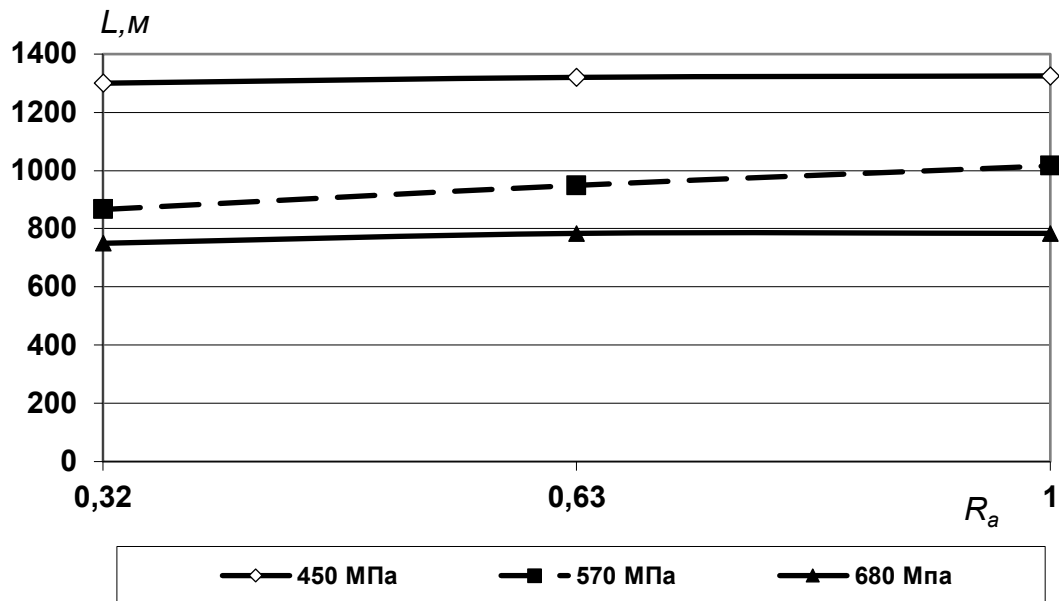


Рис. 5.4. Кореляційна оцінка впливу вихідної шорсткості поверхні тертя R_a від тривалості етапу припрацювання L при збільшенні контактних напружень σ_{max} .

При контактному напруженні $\sigma_{max} = 450$ МПа (див. рис. 5.3, а та рис. 5.4), стабілізація коефіцієнту тертя виникає при $L = 1325$ м. При цьому, спостерігається слабка залежність тривалості припрацювання від вихідної шорсткості поверхні, а мінімальне значення коефіцієнту тертя має місце при вихідних параметрах шорсткості $R_a = 0,32$ мкм.

Результати зміни коефіцієнту тертя f впродовж напрацювання при напруженнях $\sigma_{max} = 570$ показали (див. рис. 5.3, б та рис. 5.4), що стадія припрацювання пар тертя до настання стадії стабілізації коефіцієнту тертя f спостерігається при $R_a = 0,32$ мкм і шляху тертя $L = 870$ м, а при $R_a = 1$ мкм - $L = 1016$ м.

При підвищенні контактних напружень в зоні контакту до $\sigma_{max} = 680$ МПа (див. рис. 5.3, в та рис. 5.4), тривалість припрацювання поверхонь скорочується, і складає $L = 750$ м.

Також можна звернути увагу на те, що незалежно від рівня контактних напружень (див. рис. 5.3, *a – в*), мінімальне тертя спостерігається при мінімальній шорсткості $R_a = 0,32$ мкм.

При середніх контактних напруженнях ($\sigma_{max} = 570$ МПа) більш характерно зменшення шляху припрацювання (див. рис. 5.4) по мірі зменшення вихідної шорсткості поверхні та збільшення контактних напружень в локальній зоні контакту, що обумовлено зменшенням коефіцієнту тертя (див. рис. 5.3, *б*) за рахунок наявності в мастильному середовищі хімічно активного компоненту (ХАР) сульфідної групи EP.

Таким чином, модифікатор тертя EP забезпечує відмінні антифрикційні властивості, причому, зменшення тертя досягається при зменшенні вихідної шорсткості контактних поверхонь.

Коли поверхні тертя не припрацьовані, то на них існує наявність великої кількості дефектів, які утворюються в результаті механічної обробки. Гострі виступи мікронерівностей згладжуються в процесі припрацювання в момент першого пуску за наявністю мастильного середовища з ХАР вже при початкових контактних напруженнях. Надалі, по мірі збільшення контактних напружень, спостерігається оптимальне згладжування робочих поверхонь. Тоді, придбані рівноважні шорсткості, які залишаються після припрацювання, надають можливість утворюватися тонким мастильним шарам і запобігти безпосередньому контактуванню металевих поверхонь.

5.2.2. Реологічні властивості модифікованих шарів в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням.

Для проведення експериментальних реологічних і триботехнічних досліджень в локальній зоні контакту, використовувались трибопари «ролик-ролик» на УАСТ в нестационарних умовах тертя за методикою, описаною в підрозділі 2.6.1, де випробовувались суміші з відповідними компонентами із встановленими концентраціями: *Зразок 1* - суміш I-40A з модифікатором тертя

що містить у вигляді ХАР - сульфідну групу (ЕР); Зразок 2 - суміш І-40А з модифікатором тертя, що містить у вигляді ХАР - сульфідну групу (СФ); Зразок 3 - суміш І-40А з багатофункціональною присадкою на основі дітіофосфату цинку (ДФЦ) у вигляді ХАР.

Вищенаведені суміші досліджувались на УАСТ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання від 255К до 348К впродовж 15 хв., оскільки фізико-хімічний склад і концентрація ХАР впливають на рівень ефективної в'язкості (формування товщини мастильного шару), особливо, в локальній зоні контакту при нестационарних умовах тертя (див. підрозділ 1.4, розділ 1).

Як показано на рис. 5.5, впродовж досліджуваного часу, при підвищенні температури (прогрівання) спостерігалось деяке зниження градієнтів швидкостей зсуву γ для всіх досліджуваних сумішей, що пояснюється витратами енергії на тертя, яке потрібне для потрапляння суміші до точок мащення відразу після низькотемпературного запуску.

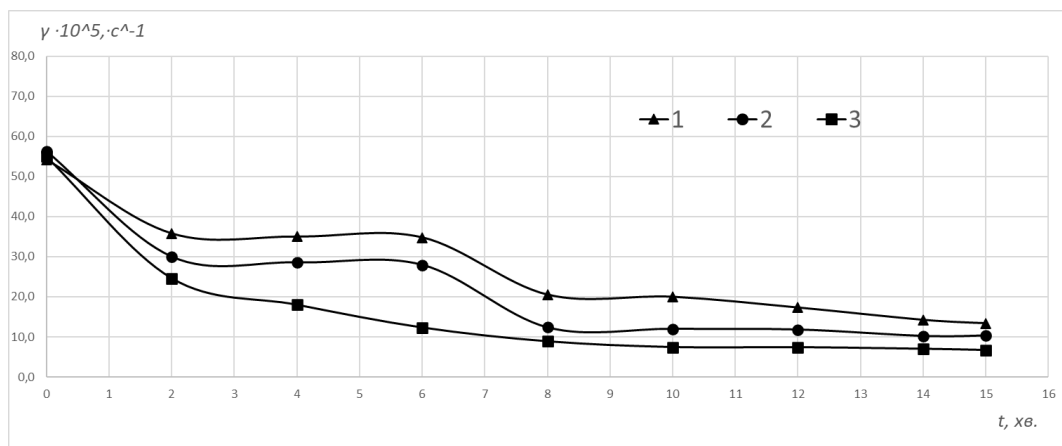


Рис. 5.5. Зміна градієнту швидкості зсуву γ при максимальному контактному напруженні $\sigma_{max} = 680$ МПа від тривалості випробувань t при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання від $T = 255$ К до 348К для досліджуваних зразків: 1 – Зразок 1; 2 – Зразок 2, 3 – Зразок 3.

На рис. 5.6 показано, що в умовах низькотемпературного запуску по мірі підвищення температури від 255К до 348К впродовж 15 хв., при зміні ефективної в'язкості досліджуваних сумішей формуються характерні дві ділянки.

У первинній ділянці від 255К до 278К впродовж 4 хв., ефективна в'язкість η для всіх сумішей змінюється незначно, що пояснюється задовільним вуглеводневим (нафтовим) складом базової оливи I-40A, на базі якої виготовлені суміші.

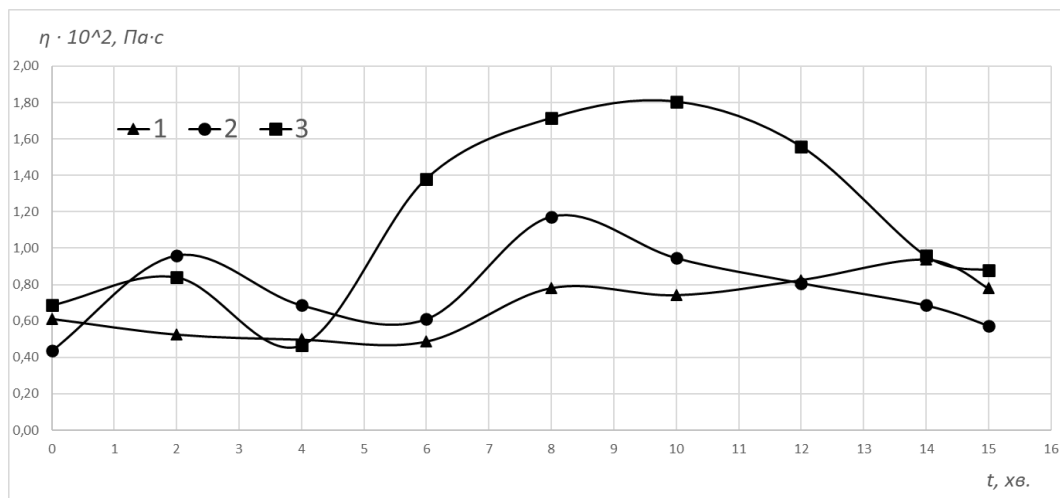


Рис. 5.6. Зміна ефективної в'язкості η при максимальному контактному напруженні $\sigma_{max} = 680 \text{ МПа}$ від тривалості випробувань t при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання від $T = 255\text{К}$ до 348К для досліджуваних зразків: 1 – Зразок 1; 2 – Зразок 2, 3 – Зразок 3.

В діапазоні температур від 278К до 348К впродовж 11 хв., виникає вторинна ділянка. Зразок 3 (див. рис. 5.6) має середнє значення низькотемпературної в'язкості в межах первинної ділянки і високу в'язкість у вторинній ділянці впродовж прогрівання. Зразок 2, що містить сульфідну групу СФ з концентрацією 1,6%, характеризується високим рівнем в'язкості в первинній ділянці та має середню в'язкість впродовж прогрівання, але є достатньою щоб забезпечити необхідні захисні властивості при високих температурах. Зразок 1, що містить сульфідну групу ЕР в концентрації 2,1%, на відміну від інших сумішей, має мінімальну в'язкість при низькотемпературному

запуску впродовж прогрівання, що призводить до зменшення енергії на подолання опору в'язкого тертя та мінімально достатньої в'язкості впродовж прогрівання для реалізації стійкого мащення при високих температурах, а також більш стабільну в'язкість впродовж всього часу роботи із помірним підвищенням ефективної в'язкості в локальній зоні контакту.

Таким чином, всі досліджувані компоненти мають стабільні в'язкісні властивості в широкому діапазоні температур, що важливо для змішаного режиму мащення, коли відбувається часткова втрата ефективної в'язкості на перенавантажених ділянках локального контакту. Суміш з модифікатором тертя сульфідної групи EP в концентрації 2,1%, показав поліпшені енергозберігаючі властивості на відміну від інших сумішей.

На рис. 5.7 визначені результати реологічних властивостей досліджуваних сумішей щодо зміни ефективної в'язкості η від градієнту швидкості зсуву γ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання в нестационарних умовах тертя.

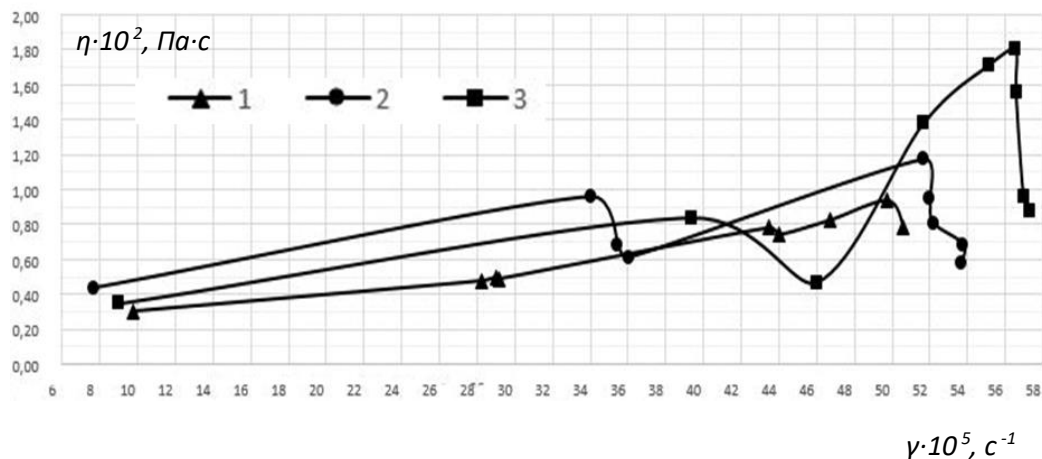


Рис. 5.7. Зміна ефективної в'язкості η від градієнту швидкості зсуву γ при максимальному контактному напруженні $\sigma_{max} = 680$ МПа при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання від $T = 255$ К до 348К для досліджуваних зразків: 1 – Зразок 1; 2 – Зразок 2, 3 – Зразок 3.

Результати на рис. 5.7 також свідчать про існування двох ділянок, які характерні для досліджуваних сумішей. Первинна ділянка, що характеризується низькими швидкостями зсуву, має більш лінійний характер зміни ефективної в'язкості впродовж прогрівання. Вторинна ділянка, що характеризується високими швидкостями зсуву, має складний нелінійний характер зміни ефективної в'язкості впродовж прогрівання. Нелінійність залежності ефективної в'язкості від швидкості зсуву, свідчить про характерний прояв неньютонівських властивостей сумішей (див. підрозділ 2.4.1, розділ 2) у вторинній ділянці при високих градієнтах швидкості зсуву. Причому, ньютонівські властивості кожної досліджуваної суміші втрачаються за різними значеннями швидкості зсуву. Як показано на рис. 5.7, *Зразок 2* втрачає свої ньютонівські властивості, тобто переходить із первинної ділянки у вторинну ділянку, раніше з усіх сумішей, вже при швидкості зсуву $3,4 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$, *Зразок 3* – при швидкості зсуву $4 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$, *Зразок 1* – при швидкості зсуву $4,4 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$.

Таким чином, суміш з модифікатором тертя СФ (*Зразок 2*) в концентрації сульфідів 1,61% на відміну від суміші з модифікатором тертя ЕР (*Зразок 1*) в концентрації сульфідів 2,1%, втрачає механічну стабільність мастильних шарів при меншій швидкості зсуву, що підтверджує важливість рівня концентрації в суміші. Суміш з протизношувальною присадкою ДТФ (*Зразок 3*) має задовільну механічну стабільність, але не проявляє енергозберігаючі властивості, що впливає на збільшення витрат палива в умовах низькотемпературного запуску.

На рис. 5.8 показані результати динаміки зміни товщини мастильного шару в локальній зоні контакту для досліджуваних сумішей і базової оливи *I-40A* в чистому вигляді, що отримані на УАСТ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання до $T = 348\text{K}$ при контактному навантаженні у 550 МПа.

В результаті досліджень встановлено наступні закономірності зміни товщини мастильного шару h в нестационарних умовах тертя (див. рис. 5.8): в початковий період напрацювання $N = 700$ циклів при досяганні максимальної температури прогрівання, *Зразок 1* і *Зразок 3* формують мастильні шари найбільшої товщини, що досягають значень в середньому $h = 0,7 \text{ мкм}$; при

подальшому напрацюванні в діапазоні $N = 700 \div 1600$ циклів, Зразки I-40A, 1, 3 формують мастильні шари в середньому $h = 0,55$ мкм. Зразок 2 має найнижчу товщину мастильного шару впродовж відповідного діапазону, що складає в середньому $h = 0,35$ мкм, але такі товщини є недостатніми для забезпечення несучої здатності мастильного шару в період прогрівання; по завершенні напрацювання в діапазоні $N = 1600 \div 2400$ циклів, Зразки 1, 3 формують мастильні шари найбільшої товщини, що досягають значень в середньому $h = 0,65$ мкм. Зразки I-40A і 2 формують найнижчі товщини мастильного шару впродовж відповідного діапазону, що складає в середньому $h = 0,45$ мкм, але такі товщини є недостатніми для забезпечення несучої здатності мастильного шару при високій температурі.

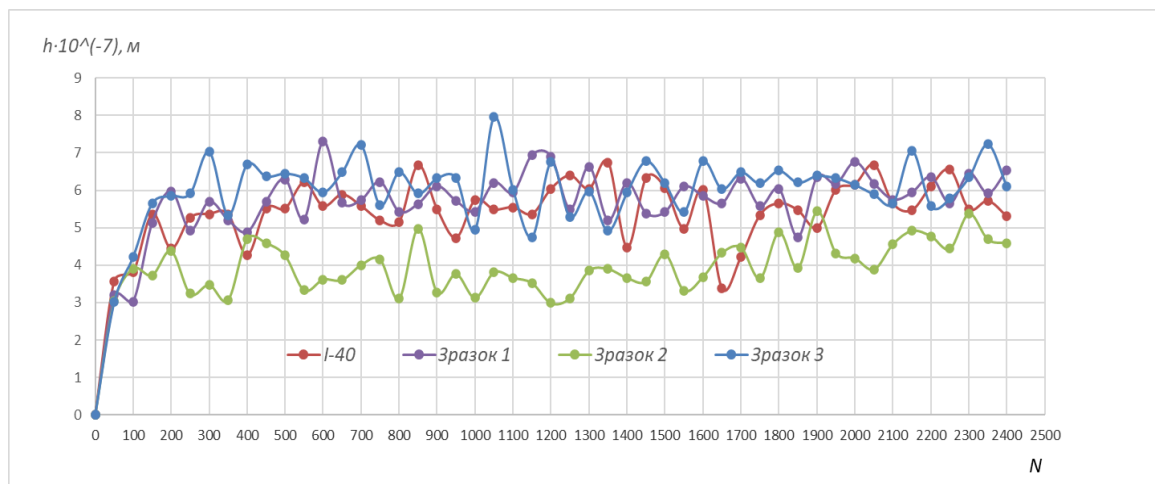


Рис. 5.8. Динаміка зміни товщини мастильного шару h від напрацювання N при контактному напруженні $\sigma_{max} = 550$ МПа та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6$ с⁻¹ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання від $T = 255$ К до 348К для досліджуваних зразків: 1 – Зразок 1; 2 – Зразок 2, 3 – Зразок 3.

Таким чином, зразки 1, 3 формують мастильні шари оптимальної товщини, забезпечуючи необхідну несучу здатність впродовж всього часу напрацювання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання.

На рис. 5.9 показані результати динаміки зміни антифрикційних властивостей в локальній зоні контакту досліджуваних сумішей і базової оливи

I-40A в чистому вигляді, що отримані на УАСТ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання до $T = 348\text{K}$ для контактного напруження 550 МПа .

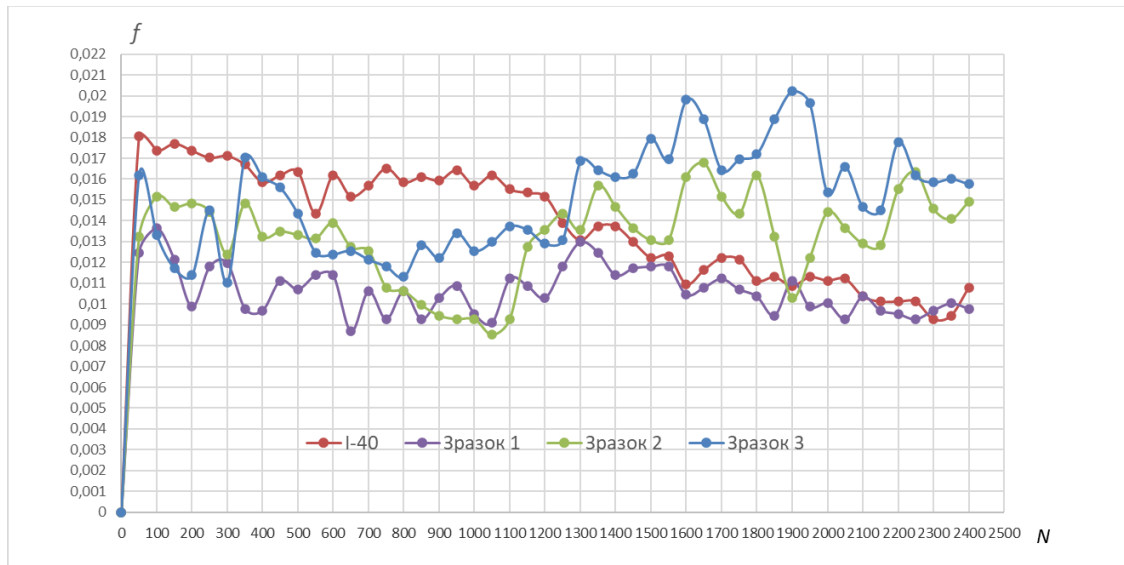


Рис. 5.9. Динаміка зміни коефіцієнту тертя f від напрацювання N при контактному напруженні $\sigma_{max} = 550\text{ МПа}$ та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6\text{ с}^{-1}$ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання від $T = 255\text{K}$ до 348K для досліджуваних зразків: 1 – Зразок 1; 2 – Зразок 2, 3 – Зразок 3.

В результаті досліджень встановлено наступні закономірності зміни коефіцієнту тертя f в нестационарних умовах тертя (див. рис. 5.9): в початковий період напрацювання $N = 700$ циклів при низькотемпературному запуску до кінця прогрівання, Зразок 1 має мінімальне значення коефіцієнту тертя, в середньому $f = 0,012$, а Зразок *I-40A* – максимальне значення коефіцієнту тертя, в середньому $f = 0,016$, що пояснюється відсутністю ХАР, які створюють на поверхнях захисні плівки в початковий період напрацювання, а інші зразки мають проміжні значення; при подальшому напрацюванні, в діапазоні $N = 700 \div 1600$ циклів, Зразки 1, 2 мають мінімальне значення коефіцієнту тертя, в середньому $f = 0,011$, що вказує на високу ефективність сульфідних груп СФ і ЕР за антифрикційними властивостями; по завершенні напрацювання в діапазоні $N = 1600 \div 2400$ циклів, Зразки 1, *I-40A* мають мінімальне значення коефіцієнту

тертя в середньому $f = 0,01$. Зразок 2 у зв'язку з тим, що має нескореговану концентрацію сульфїду в суміші, наприкінці напрацювання показує достатньо високий коефіцієнт тертя, в середньому $f = 0,015$, приблизно той же самий, як і Зразок 3, який виконує більше функції протизношувальної, а не антифрикційної присадки.

Результат оптимальних антифрикційних властивостей Зразку I-40A на рівні Зразку 1 по завершенні напрацювання при недостатньому мащенні, пояснюється переходом до умов рідинного тертя з відповідним поступовим зниженням коефіцієнту тертя f до мінімальних значень при $N = 2400$ циклів.

Аналіз експериментальних досліджень динаміки зміни товщини мастильного шару і коефіцієнту тертя (див. рис. 5.8 і 5.9), визначив найкращим Зразок 1 за триботехнічними властивостями: суміш модифікатору тертя сульфїдної групи EP в концентрації 2,1% створює на контактних поверхнях найміцніші ХМГШ, де домінуючу роль грає не тільки якісний фізико-хімічний склад компонентів, а й суттєвий вплив має рівень оптимальної концентрації (кількісного складу) відповідних компонентів.

5.2.3. Реологічні властивості модифікованих шарів в умовах тертя ковзання.

З метою встановлення оптимальної концентрації сумішей з наномодифікаторами СФС, в якості об'єкту випробувань була обрана пара тертя «ролик-колодка» (ролик – зі Сталь 40Х, колодка – з бронзи БрОЦС 4-4-17), які досліджувалися впродовж 1200 циклів напрацювання на УАСТ в нестационарному режимі тертя ковзання згідно методики (див. підрозділ 2.6.1) та програми випробувань (див. підрозділ 5.1).

На відміну від досліджуваних сумішей з компонентами ХАР у вигляді сульфїдів, які були досліджені раніше (див. підрозділ 5.2.2), суміші з наномодифікаторами СФС, мають можливість ініціювати самоорганізовані процеси у вигляді утворення самогенеруючих органічних плівок (СОП), які

більше підходять для модифікування поверхонь в нестационарних умовах тертя ковзання при низькотемпературному запуску в період прогрівання.

За програмою випробувань реологічних властивостей (див. підрозділ 2.6.1) досліджуваних сумішей, була визначена кінетика зміни напруження зсуву τ , градієнту швидкості зсуву γ та ефективної в'язкості η протягом 1200 циклів з різною концентрацією СФС - 0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0% відповідно.

Характерною реологічною закономірністю досліджуваних сумішей СФС із різною концентрацією є поступове зменшення напруження зсуву τ впродовж всього часу напрацювання (рис. 5.10) в період прогрівання.

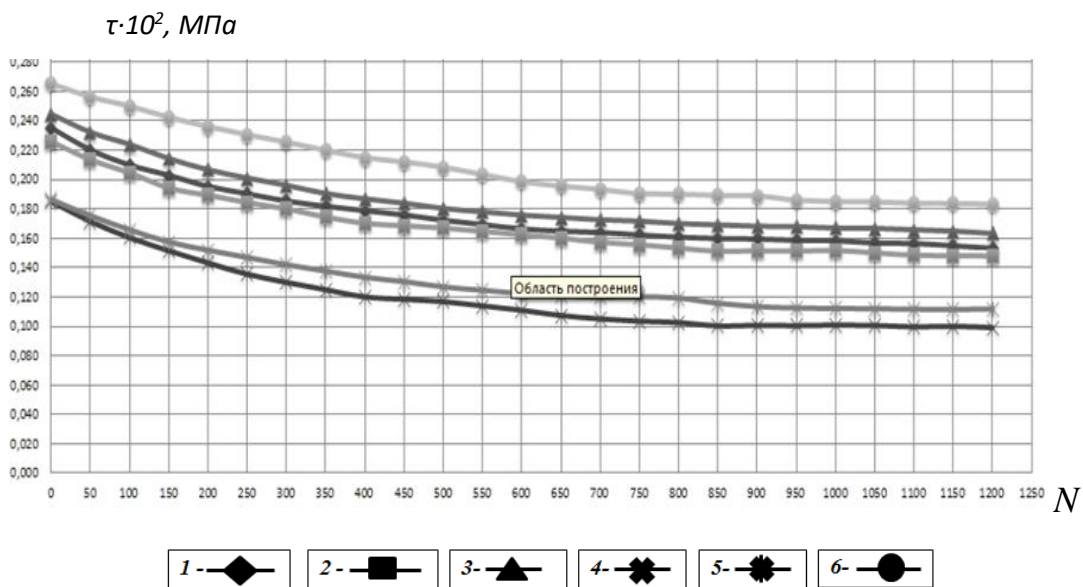


Рис. 5.10. Кінетика зміни напруження зсуву τ від напрацювання N при швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$ для умов низькотемпературного запуску впродовж прогрівання від $T = 255\text{K}$ до 348K досліджуваних зразків:
 1 – I-40A+ 0,5% СФС; 2 – I-40A+ 1,0% СФС; 3 – I-40A+ 1,5% СФС;
 4 – I-40A+ 2,0% СФС; 5 – I-40A+ 2,5% СФС; 6 – I-40A+ 3,0% СФС.

Достатньо показовими є початкові величини напруження зсуву τ мастильних шарів, абсолютні значення яких, суттєво відрізняються в залежності від концентрації СФС, оскільки всі інші параметри випробувань залишалися ідентичними.

Зокрема, кінетика зміни напруження зсуву τ на початку напрацювання при концентраціях 2,0 та 2,5% СФС, в середньому на 25% є меншими в порівнянні з іншими концентраціями. Тобто, локалізація дотичних напружень зсуву на початковому етапі напрацювання в умовах тертя ковзання є причиною ефективних процесів активації поверхневих шарів контактних поверхонь і адсорбційної активності ПАР для сумішей СФС при модифікуванні поверхонь тертя. Саме при концентраціях: 2 і 2,5% СФС в суміші, спостерігається полегшування проходження зсувних процесів у мастильному шарі практично з перших секунд випробувань (рис. 5.10, криві 4, 5), завдяки високим полімеризаційним властивостям молекул фулерену.

Спільним між досліджуваними сумішами з різними концентраціями є поступове зменшення значень напруження зсуву τ від напрацювання, а після $N = 900 - 950$ циклів для всіх сумішей настає період стабілізації, що є свідченням формування міцних СОП. Вектор дотичних напружень локалізується в самій СОП, завдяки стабільній полімеризаційній структури граничних шарів, які забезпечують оптимальні реологічні властивості.

Закономірності зміни градієнту швидкості зсуву γ від напрацювання (рис. 5.11) є аналогічними за кінетикою зміни напруження зсуву τ , причому, послідовність розміщення кривих, отриманих для різних значень концентрації сумішей з СФС, практично співпадають.

Як відомо (див. підрозділ 2.4.1), збільшення градієнту швидкості зсуву γ може викликати деструкцію ПАР в суміші, проявом якої, є зменшення її структурної в'язкості. Для даних умов напрацювання в період прогрівання, полімеризаційні шари СОП (криві 4 і 5, див. рис. 5.11) викликають зменшені та стабільні напруження зсуву (механічну взаємодію між мастильними шарами) при високих швидкостях зсуву.

Ефективна в'язкість η всіх досліджуваних сумішей з відповідними концентраціями (рис. 5.12), зростає в початковий період до $N = 300$ циклів, а до кінця напрацювання деякі суміші з концентраціями 0,5; 1,0; 2,0 - стабілізуються, а суміші з концентраціями 1,5; 2,5; 3,0 – мають тенденцію до зменшення

ефективної в'язкості η . Окремо, можна виділити, що для суміші СФС в концентрації 2% в процесі формування і адаптації СОП у змішаному режимі мащення впродовж прогрівання до температури $T = 363K$ в зоні фрикційного контакту, спостерігається якісна кінетика зміни реологічних властивостей СОП, що зумовлює її високу несучу здатність в нестационарних умовах тертя ковзання.

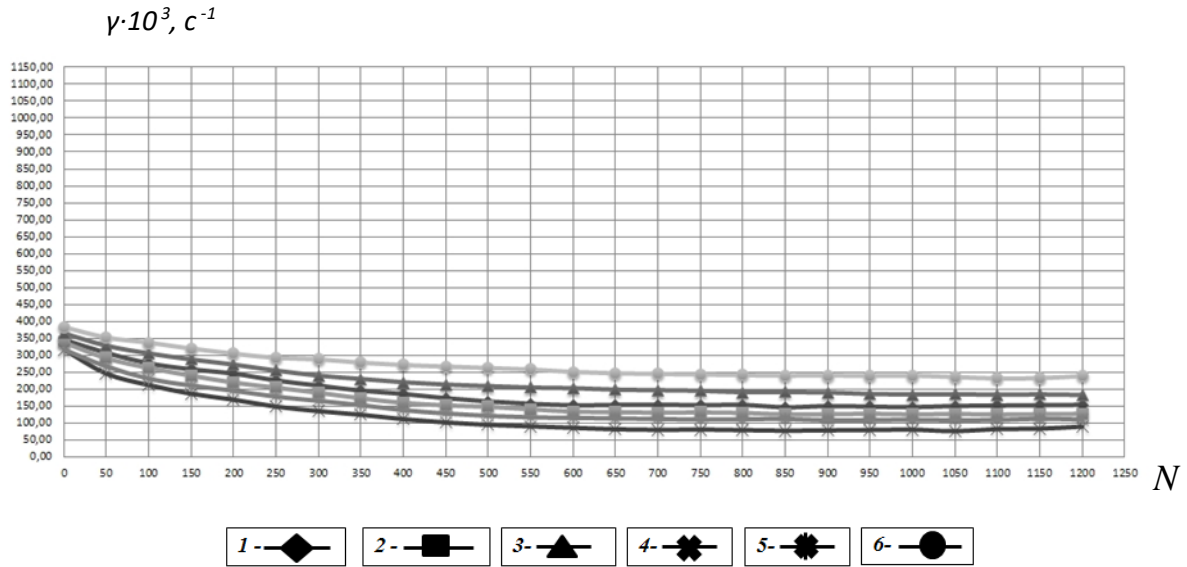


Рис. 5.11. Кінетика зміни швидкості зсуву γ від напрацювання N при контактному напруженні $\sigma_{max} = 68 \text{ МПа}$ для умов низькотемпературного запуску впродовж прогрівання від $T = 255K$ до $348K$ досліджуваних зразків: 1 – $I-40A + 0,5\% \text{ СФС}$; 2 – $I-40A + 1,0\% \text{ СФС}$; 3 – $I-40A + 1,5\% \text{ СФС}$; 4 – $I-40A + 2,0\% \text{ СФС}$; 5 – $I-40A + 2,5\% \text{ СФС}$; 6 – $I-40A + 3,0\% \text{ СФС}$.

На рис. 5.13 представлена динаміка зміни товщини мастильного шару h від напрацювання впродовж прогрівання до температури $T = 363K$ в зоні фрикційного контакту досліджуваних сумішей з різною концентрацією СФС в нестационарних умовах тертя ковзання.

Графічні залежності, представлені на рис. 5.13, показують динаміку формування СОП, значення товщин яких, фіксувалися в моменти зупинок привідного електродвигуна машини тертя СМЦ-2 в нестационарних умовах тертя (пуск-зупинка), а після напрацювання вивчалися фрактографічні дослідження доріжок тертя на металографічному мікроскопі МІМ-8М, як показано на рис. 5.14 а, б.

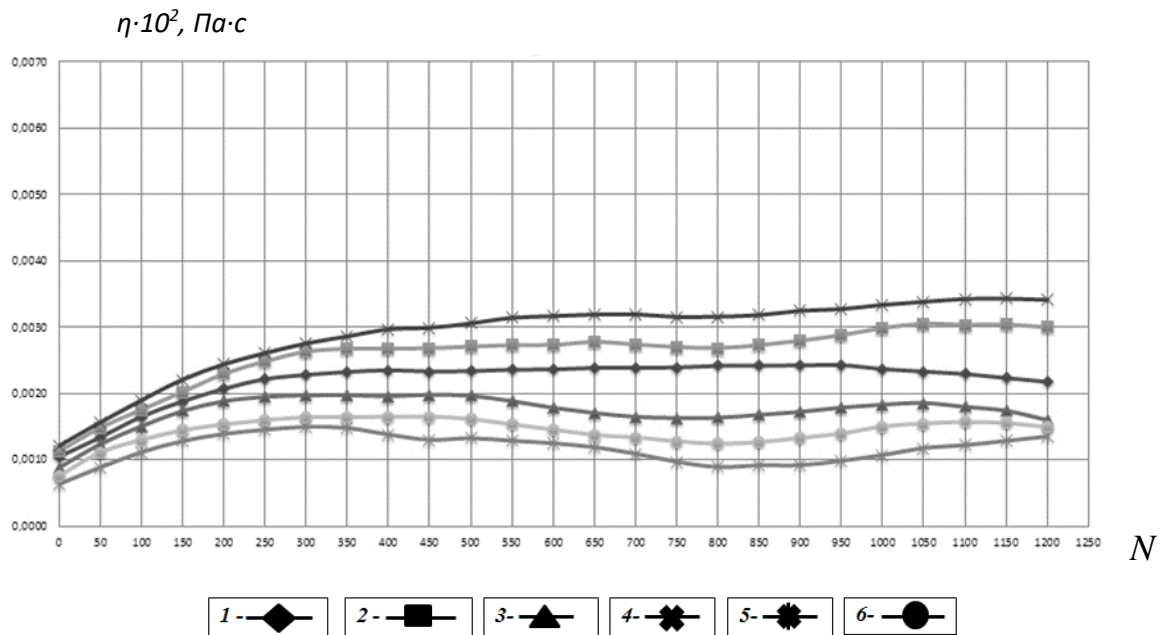


Рис. 5.12. Кінетика зміни ефективної в'язкості η від напруцювання N при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання від $T = 255\text{K}$ до 348K досліджуваних зразків: 1 – I-40A+ 0,5% СФС; 2 – I-40A+ 1,0% СФС; 3 – I-40A+ 1,5% СФС; 4 – I-40A+ 2,0% СФС; 5 – I-40A+ 2,5% СФС; 6 – I-40A+ 3,0% СФС.

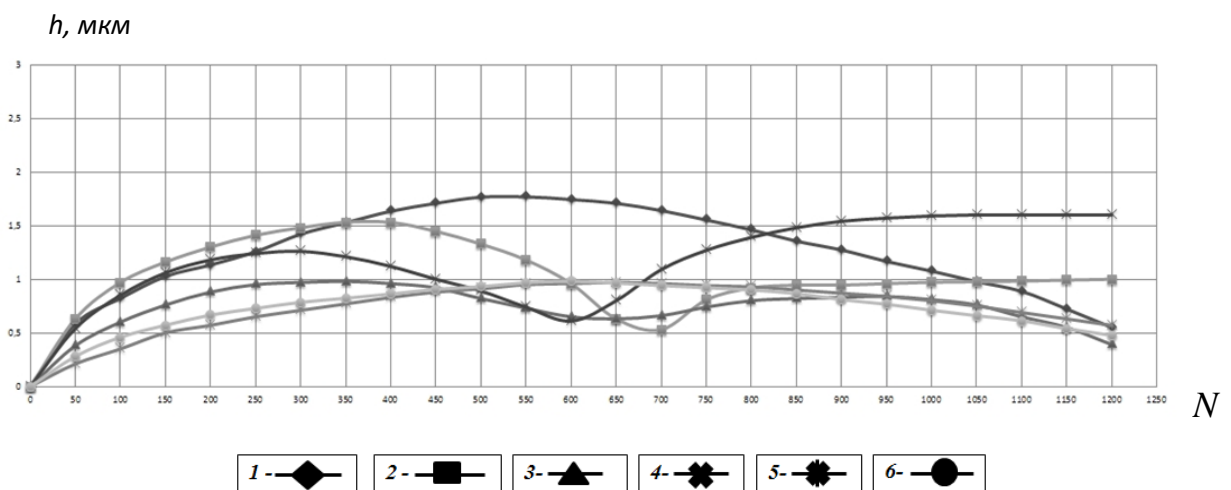


Рис. 5.13. Динаміка зміни товщини мастильного шару h від напруцювання N при контактному напруженні $\sigma_{max} = 68\text{ МПа}$ та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6\text{ с}^{-1}$ досліджуваних зразків: 1 – I-40A+ 0,5% СФС; 2 – I-40A+ 1,0% СФС; 3 – I-40A+ 1,5% СФС; 4 – I-40A+ 2,0% СФС; 5 – I-40A+ 2,5% СФС; 6 – I-40A+ 3,0% СФС.

Як свідчить аналіз динаміки зміни товщини мастильного шару від напрацювання, суміші з різною концентрацією СФС мають суттєві відмінності (див. рис. 5.13). Зокрема, суміші з концентраціями СФС - 0,5%; 2,5%; 3,0% мають однакову динаміку зміни товщини при напрацюванні з характерними ділянками: спочатку зростання товщини до 500 - 700 циклів, а потім поступове її зменшення до 1200 циклів, що характеризує відсутність стабілізації формування товщини (див. рис. 5.13, криві 1, 5, 6).

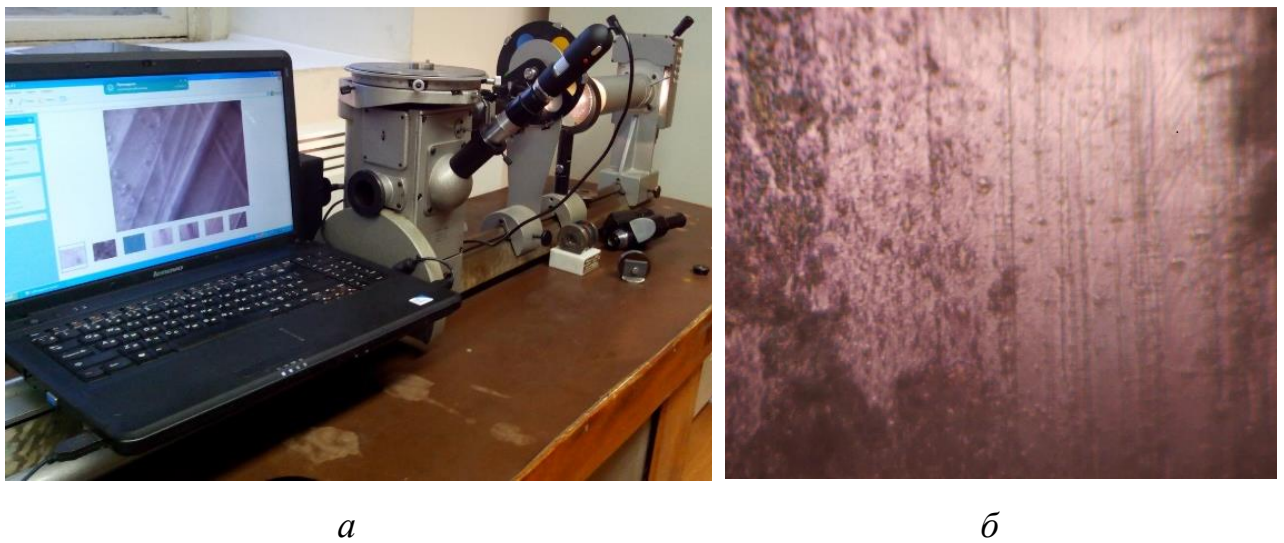


Рис. 5.14 *а, б*. Загальний вигляд металографічного мікроскопу МІМ-8М (*а*) та мікрофотографія доріжки тертя ролику з сформованою СОП (*б*) із досліджуваної суміші СФС в концентрації 2%.

Аналіз динаміки зміни товщини мастильного шару від напрацювання сумішей з концентраціями СФС – 1%; 1,5%; 2%, визначають наявність двох ділянок зростання та падіння значень товщини: на 1-й ділянці - зростання спостерігається від початку до 300 циклів з наступним зменшенням до 650 циклів, а на 2-й ділянці – зростання до 950 циклів з подальшою стабілізацією товщини до 1200 циклів (див. рис. 5.13, криві 2, 3, 4).

Відповідна стабілізація товщини до 1200 циклів для сумішей з концентраціями СФС – 1%; 1,5%; 2%, пояснюється оптимальною активацією

полімеризаційної здатності наявних СОП на доріжках тертя, як показано на рис. 5.14 б. Подібні результати були отримані в роботі [110].

На рис. 5.15 представлена динаміка зміни коефіцієнту тертя f від напрацювання впродовж прогрівання до температури $T = 363K$ в зоні фрикційного контакту досліджуваних сумішей з різною концентрацією СФС в нестационарних умовах тертя ковзання.

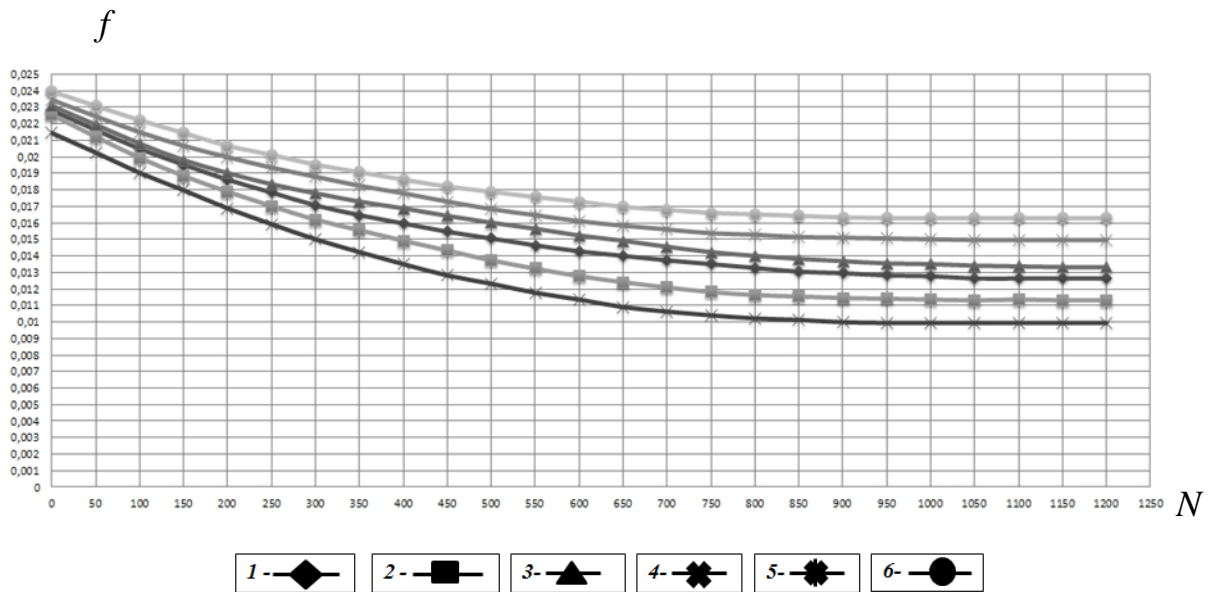


Рис. 5.15. Динаміка зміни коефіцієнту тертя f від напрацювання N

при контактному напруженні $\sigma_{max} = 68 \text{ МПа}$ та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$ досліджуваних зразків: 1 – I-40A+ 0,5% СФС; 2 – I-40A+ 1,0% СФС; 3 – I-40A+ 1,5% СФС; 4 – I-40A+ 2,0% СФС; 5 – I-40A+ 2,5% СФС; 6 – I-40A+ 3,0% СФС.

Аналіз динаміки зміни коефіцієнту тертя f від напрацювання досліджуваних сумішей з усіма концентраціями СФС – від 0,5 до 3% впродовж 1200 циклів показують покращення антифрикційних властивостей у зв'язку з проявом процесів самоорганізації полімеризаційних шарів, які трансформуються в процесі напрацювання в енергетично вигідному напрямку впродовж прогрівання. Суміш СФС з 2%-ю концентрацією має кращі антифрикційні властивості (див. рис. 5.15, криві 4) в порівнянні з іншими сумішами.

Таким чином, результати кінетики зміни реологічних властивостей та динаміки зміни триботехнічних характеристик сумішей СФС з різними

концентраціями, дають підстави стверджувати, що суміш СФС з 2%-ою концентрацією має кращу структурну пристосовуваність до нестационарних умов тертя ковзання при низькотемпературному запуску.

5.3. Підвищення зносостійкості пар тертя для неконформних і конформних вузлів ДВЗ.

5.3.1. Вплив механічних властивостей на зносостійкість пар тертя в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням.

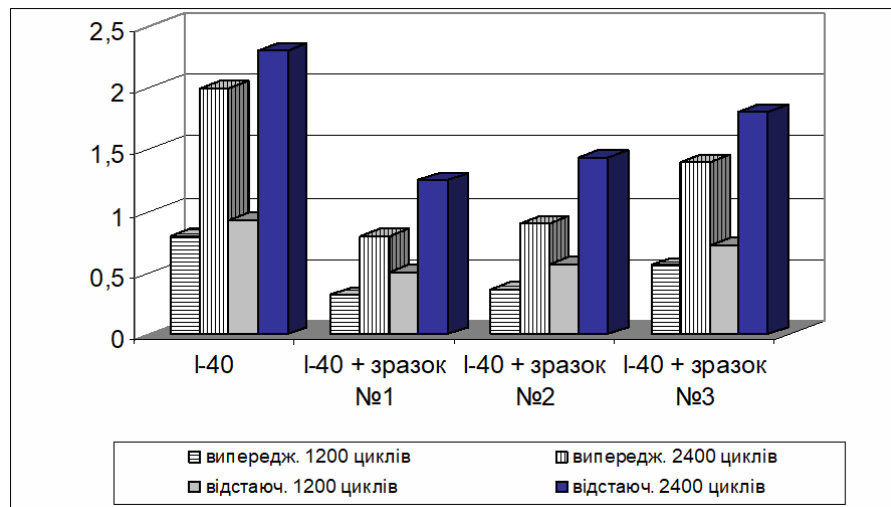
Метою проведення подальших досліджень було встановлення закономірностей зношування пар тертя при застосуванні досліджуваного ряду сумішей ХАР в складі модифікаторів тертя та присадок з встановленими концентраціями згідно позитивних результатів, отриманими в підрозділах 5.2.1 і 5.2.2, в нестационарних умовах тертя кочення з частковим проковзуванням 15% в локальній зоні контакту «ролик-ролик» (матеріал зразків роликів – сталь 40Х). Максимальні контактні напруження в контакті сягали $\sigma_{max} = 550$ МПа і 680 МПа відповідно. Максимальні температури прогрівання до $T = 348\text{K}$ і 363К відповідно.

Для встановлення закономірностей зношування контактних поверхонь були проведені попередні дослідження мікротвердості та шорсткості зразків (див. підрозділ 5.2.1), при зміні відповідних параметрів до і після експерименту.

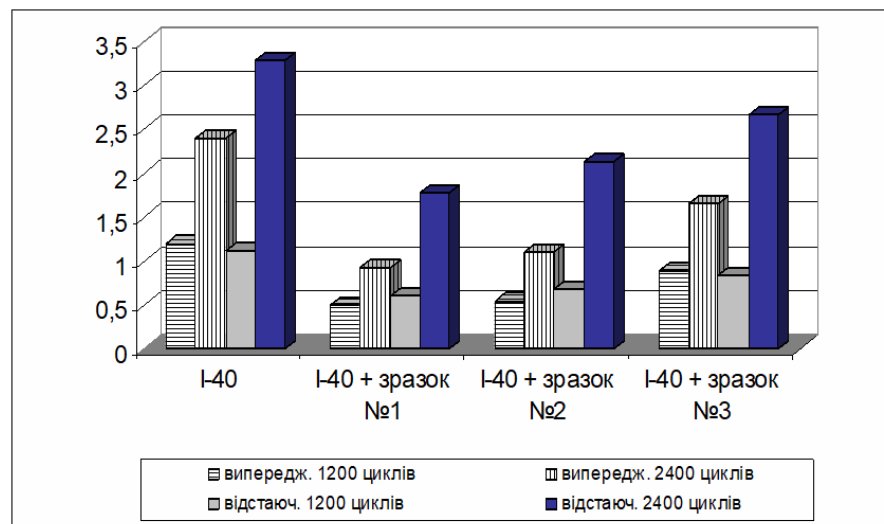
На рис. 5.16 а, б, приведено діаграми результатів дослідження закономірностей лінійного зносу Δi випереджаючої та відстаючої поверхонь тертя в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням при мащенні досліджуваними сумішами (див. підрозділ 5.1) впродовж прогрівання до $T = 348\text{K}$ при максимальних контактних напруженнях: $\sigma_{max} = 550$ МПа і 680 МПа відповідно.

При мащенні досліджуваними сумішами, простежується збільшення лінійного зносу при підвищенні контактного напруження (див. 5.16 а, б).

Сумарний знос поверхонь тертя при $\sigma_{max} = 680$ МПа, перевищує аналогічний показник при $\sigma_{max} = 550$ МПа на 16%.



a



б

Рис. 5.16 *a, б*. Лінійний знос Δl поверхонь тертя для зразків: I-40A, 1; 2; 3:
a) $\sigma_{max} = 550$ МПа; *б)* $\sigma_{max} = 680$ МПа, впродовж прогрівання до $T = 348$ К.

В ході експериментального дослідження визначена істотна відмінність лінійного зносу для випереджаючої та відстаючої поверхонь. Встановлено, що при підвищенні контактного напруження σ_{max} з 550 до 680 МПа, зростання лінійного зносу для випереджаючої поверхні складає 15%, а для відстаючої

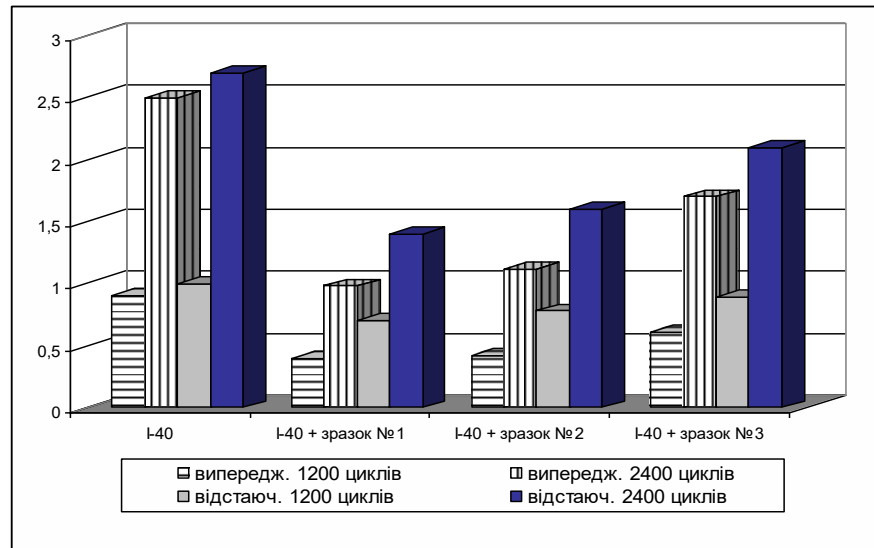
поверхні - 49%. Сумарний лінійний знос поверхонь тертя при $\sigma_{max} = 680$ МПа перевищує аналогічний показник при $\sigma_{max} = 550$ МПа у 3,2 рази.

Узагальнюючи результати дослідження закономірностей зносу випереджаючої та відстаючої поверхонь тертя (див. рис. 5.16 а, б), в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням при мащенні досліджуваними сумішами впродовж прогрівання до $T = 348\text{K}$, можна констатувати переваги Зразку 1 – суміші з модифікатором тертя сульфідної групи (EP) в концентрації ХАР - 2,1% в порівнянні з іншими зразками, який повторює результати за мікротвердістю (див. підрозділ 5.2.1 для Зразку 3).

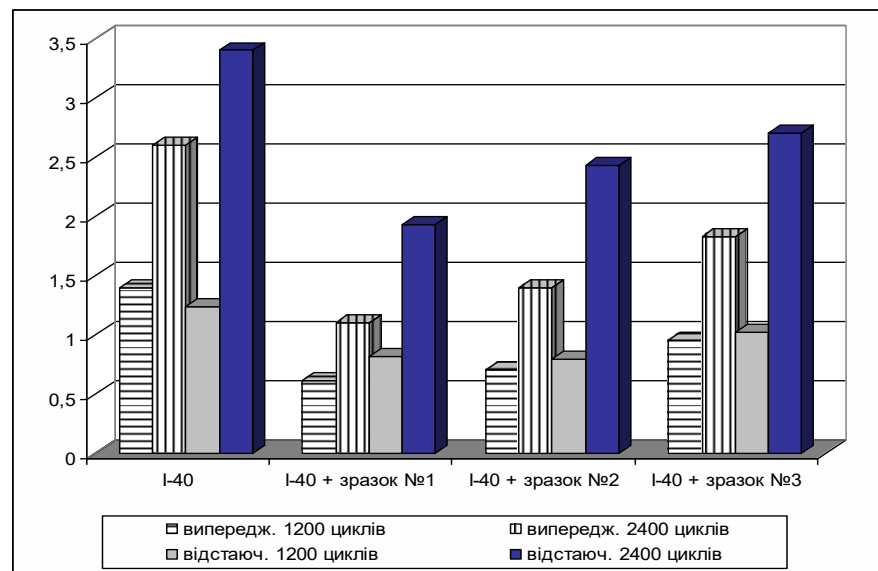
Причому, при $\sigma_{max} = 550$ МПа, лінійний знос зразків 1; 2; 3 відносно I-40A: для випереджаючої поверхні ролику зменшений в середньому у 2,5; 2,2; 1,43 рази відповідно, а для відстаючої поверхні ролику - в середньому у 1,84; 1,61; 1,28 рази відповідно при досяганні 2400 циклів напрацювання. При $\sigma_{max} = 680$ МПа, лінійний знос зразків 1; 2; 3 відносно I-40A: для випереджаючої поверхні ролику зменшений в середньому у 2,6; 2,18; 1,3 рази відповідно, а для відстаючої поверхні ролику - в середньому у 1,85; 1,55; 1,23 рази відповідно при досяганні 2400 циклів напрацювання.

На рис. 5.17 а, б приведено діаграми результатів дослідження закономірностей лінійного зносу Δi випереджаючої та відстаючої поверхонь тертя в умовах тертя кочення з частковим проковзуванням при мащенні досліджуваними сумішами (див. підрозділ 5.1) впродовж прогрівання до $T = 363\text{K}$ при максимальних контактних напруженнях: $\sigma_{max} = 550$ МПа і 680 МПа відповідно.

В ході експериментального дослідження була визначена істотна відмінність лінійного зносу для випереджаючої та відстаючої поверхонь. Встановлено, що при підвищенні контактного напруження σ_{max} з 550 до 680 МПа, зростання лінійного зносу для випереджаючої поверхні складає 9%, а для відстаючої поверхні - 16%. Сумарний лінійний знос поверхонь тертя при $\sigma_{max} = 680$ МПа перевищує аналогічний показник при $\sigma_{max} = 550$ МПа у 1,78 рази.



а



б

Рис. 5.17 а, б. Лінійний знос Δ_i поверхонь тертя для зразків: I-40А, 1; 2; 3: а) $\sigma_{max} = 550$ МПа; б) $\sigma_{max} = 680$ МПа, впродовж прогрівання до $T = 363$ К.

Узагальнюючи результати дослідження закономірностей зносу випереджаючої та відстаючої поверхонь тертя (див. рис. 5.17 а, б), в умовах тертя кочення з проковзуванням при мащенні досліджуваними сумішами впродовж прогрівання до $T = 363$ К, можна констатувати переваги Зразку 1 – суміші з модифікатором тертя сульфідної групи (EP) в концентрації ХАР - 2,1% в порівнянні з іншими зразками, що повторює результати за мікротвердістю (див. підрозділ 5.2.1 для Зразку 3).

Причому, при $\sigma_{max} = 550$ МПа, лінійний знос зразків 1; 2; 3 відносно I-40A: для випереджаючої поверхні ролику зменшений в середньому у 2,55; 2,23; 1,47 рази відповідно, а для відстаючої поверхні ролику - в середньому у 1,93; 1,69; 1,29 рази відповідно при досяганні 2400 циклів напрацювання. При $\sigma_{max} = 680$ МПа, лінійний знос зразків 1; 2; 3 відносно I-40A: для випереджаючої поверхні ролику зменшений в середньому у 2,36; 1,86; 1,42 рази відповідно, а для відстаючої поверхні ролику - в середньому у 1,76; 1,4; 1,26 рази відповідно при досяганні 2400 циклів напрацювання.

Якщо порівнювати результати дослідження закономірностей зносу випереджаючої та відстаючої поверхонь тертя щодо двох температур прогрівання згідно рис. 5.16 а, б та рис. 5.17 а, б, то для відстаючої контактної поверхні при $\sigma_{max} = 680$ МПа впродовж прогрівання до максимальної температури $T = 363$ К, спостерігається суттєве зменшення перевищення лінійного зносу при збільшенні контактних напружень до 680МПа для випереджаючої поверхні - від 15% до 9% для зразку 1, для відстаючої поверхні - від 49% до 16% для зразку 1; зменшення сумарного лінійного зносу - від 3,2 до 1,78 рази для зразку 1, що пов'язане з деяким сповільненням інтенсивності зношування більш небезпечних дискретних ділянок відстаючої поверхні тертя, що утворилися внаслідок недостатнього мащення, за рахунок утворення міцних ХМГШ з компонентів ХАР сульфідної групи, які локально екранують відповідними захисними плівками пошкоджені локальні зони контакту ролику в нестационарних умовах тертя кочення з частковим проковзуванням.

5.3.2. Вплив механічних властивостей на зносостійкість пар тертя в умовах тертя ковзання.

Метою проведення наступних експериментальних досліджень було встановлення закономірностей зношування пар тертя при різних концентраціях сумішей з ПАР - наномодифікаторів СФС. В якості об'єкту випробувань, була обрана пара тертя «ролик-колодка» (ролик – із сталі Ст40Х, колодка – з бронзи

БрОЦС 4-4-17). Випробування проводились впродовж 2400 циклів напрацювання на УАСТ в нестационарному режимі тертя ковзання згідно методики (див. підрозділ 2.6.2) та програми випробувань (див. підрозділ 5.1). Максимальні контактні напруження в контакті склали $\sigma_{max} = 68$ МПа при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання до $T = 363$ К.

Згідно діаграми зносу на рис. 5.18 впродовж 2400 циклів напрацювання, було визначено лінійний знос Δi для сумішей СФС з різною концентрацією фулеренів: 0,5%; 1%; 1,5%; 2%; 2,5%; 3%. За мінімальною концентрацією СФС у 0,5% - лінійний знос Δi склав близько 0,6 мкм, тобто, менший на 12% в порівнянні з максимальною концентрацією СФС у 3%, при якій лінійний знос Δi склав близько 0,67 мкм.

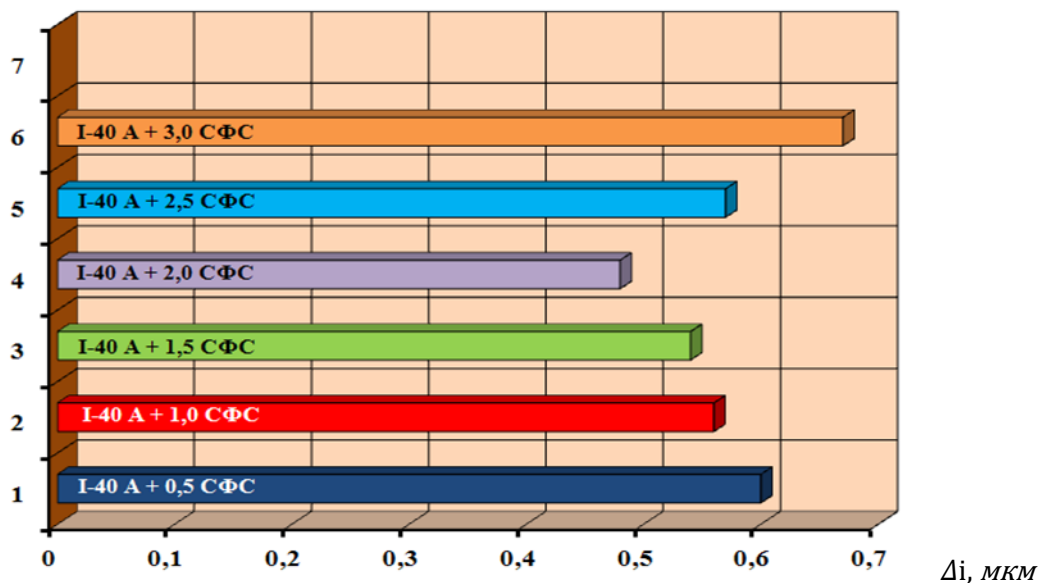


Рис. 5.18. Діаграма лінійного зносу Δi досліджуваних сумішей СФС з різною концентрацією при $\sigma_{max} = 68$ МПа впродовж прогрівання до $T = 363$ К.

Аналіз наведеної діаграми зносу (див. рис. 5.18) підтверджує наявність суттєвого впливу концентрації СФС на рівень лінійного зносу Δi досліджуваних сумішей – значення лінійного зносу змінюється в достатньо широкому діапазоні (0,48...0,67 мкм) по мірі збільшення концентрації від 0,5 до 3%. Причому, встановлена певна закономірність щодо зміни лінійного зносу Δi впродовж 2400

циклів напрацювання по мірі збільшення концентрації від 0,5 до 3%: спочатку - зменшення лінійного зносу Δi при досяганні мінімального значення в концентрації СФС у 2%; надалі - збільшення лінійного зносу Δi при досяганні максимального значення в концентрації СФС у 3%.

Таким чином, результати визначення лінійного зносу Δi при 2400 циклів напрацювання впродовж прогрівання до $T = 363K$, показують кращі протизношувальні властивості для досліджуваної суміші СФС з 2%-ою концентрацією фулеренів, а саме, визначено мінімальне значення лінійного зносу Δi , що становить 0,48 мкм, або на 25% менший за мінімальною концентрацією СФС у 0,5%, як показано на рис. 5.19.

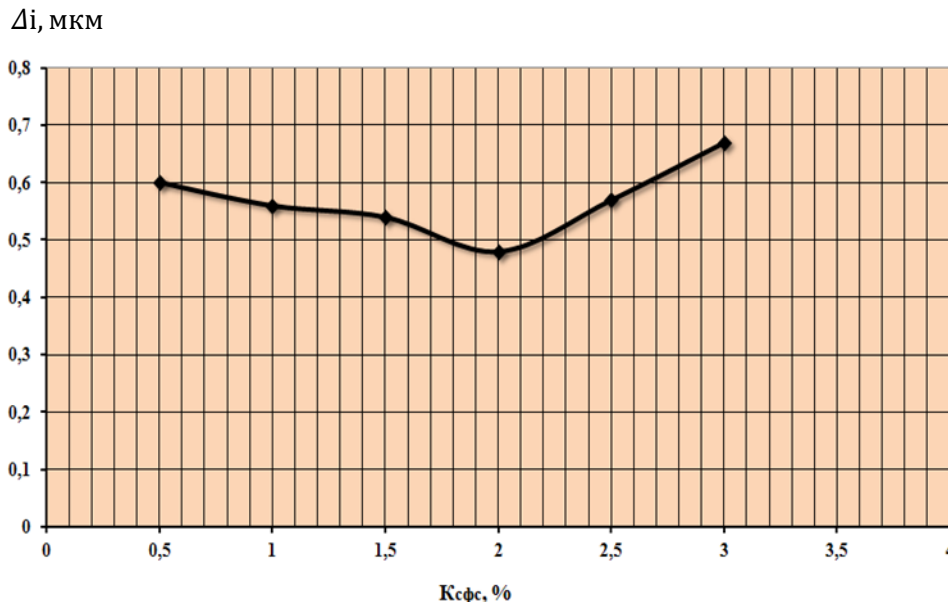


Рис. 5.19. Залежність лінійного зносу Δi від концентрації $K_{сфс}$ досліджуваних сумішей СФС при $\sigma_{max} = 68 \text{ МПа}$ впродовж прогрівання до $T = 363K$.

Модифікування складу мастильних середовищ згідно результатів з досліджуваними сумішами СФС, надалі може здійснюватися з метою забезпечення як скорочення часу припрацювання, так і підвищення зносостійкості впродовж подальшого напрацювання в період прогрівання за рахунок саме унікальних властивостей молекул СФС щодо прискореної

адаптації полімеризаційних шарів до динамічних умов навантаження. Підвищення полімеризаційної активності досліджуваних сумішей СФС призводить до утворення СОП в результаті активації поверхонь тертя та розриву «адгезійних містків» при зрушуванні.

Таким чином, активація полімеризаційної здатності наномодифікаторів тертя у вигляді СФС, призводить до суттєвого зменшення лінійного зносу і, як показали результати, знаходяться у прямій залежності від концентрації. Тому, в межах визначеного діапазону значень концентрації, суміш з 2%-ю концентрацією СФС є оптимальною з вищенаведених міркувань.

Для підтвердження вищенаведених висновків, було виконано фрактографічні дослідження доріжок тертя в зоні фрикційного контакту поверхні ролику на растровому електронному мікроскопі JEOL NEOSCOPE JCM 5000 (рис. 5.20), який дозволив зробити зображення зони фрикційного контакту зі збільшенням у 20 000 разів та дозвільною здатністю до 20 нм.



Рис. 5.20. Загальний вигляд растрового електронного мікроскопу JEOL NEOSCOPE JCM 5000.

В нашому експерименті були зроблені мікрофотографії доріжок тертя локальної зони контакту поверхні ролику (рис. 5.21 а, б) при мащенні сумішшю СФС в концентрації 2% після напрацювання 2400 циклів при $\sigma_{max} = 68$ МПа

впродовж прогрівання до $T = 363\text{K}$ зі збільшенням зображення у 100 разів (рис. 5.19 *a*) та 5000 разів (рис. 5.19 *б*).

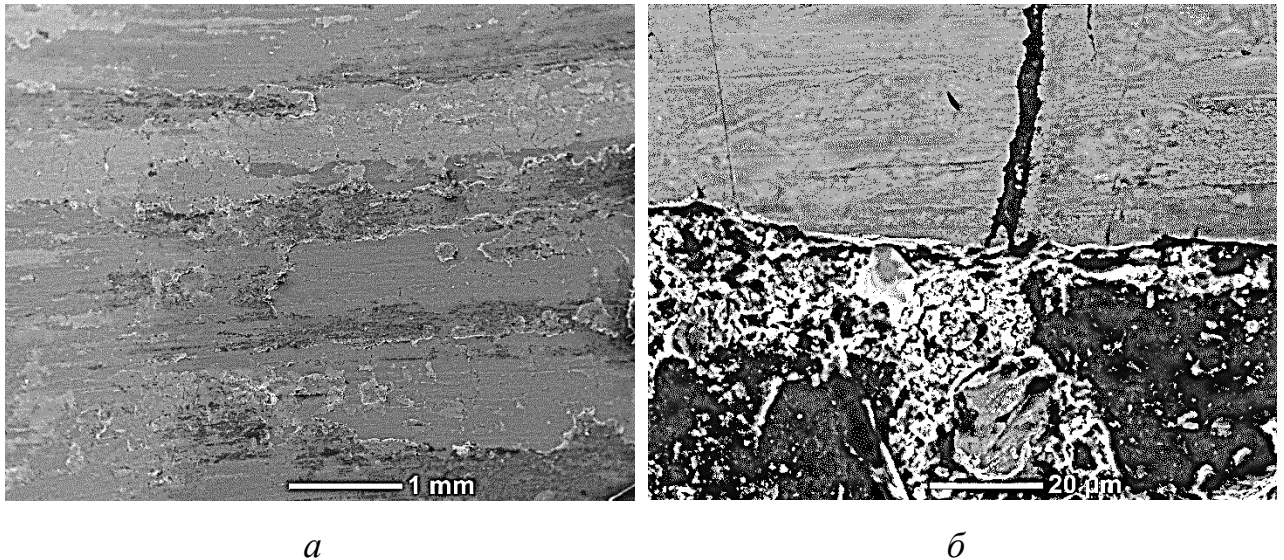


Рис. 5.21 *a, б*. Мікрофотографії доріжок тертя зони фрикційного контакту поверхні ролику після напрацювання 2400 циклів у суміші СФС в концентрації 2% впродовж прогрівання до $T = 363\text{K}$ при $\sigma_{max} = 68\text{ МПа}$ із збільшенням зображення у 100 (*a*) та 5000 разів (*б*) відповідно.

Відповідні мікрофотографії (див. рис. 5.21 *a, б*) підтверджують формування твердоподібного шару при полімеризації СОП в зоні фрикційного контакту доріжок тертя із характерною оплавленою та монолітною структурою поверхні після напрацювання 2400 циклів у суміші СФС в концентрації 2%, який характеризується підвищеною зносостійкістю згідно попередніх результатів.

При проведенні випробування на мікротвердість згідно методики (див. підрозділ 2.6.2), результати щодо сумішей СФС з відповідними концентраціями (рис. 5.22), підтвердили, що в межах того самого діапазону значень концентрації, суміш з 2,0% - СФС є оптимальним з максимальним значенням мікротвердості.

Згідно результатів на рис. 5.22 можна констатувати, що молекули СФС в оптимальній концентрації структурують СОП високої мікротвердості, що підвищує зносостійкість поверхонь тертя в зоні фрикційного контакту впродовж 2400 циклів напрацювання при низькотемпературному запуску впродовж

прогрівання до $T = 363K$, яке забезпечується формуванням стабільної та зміцненої субмікроструктури в поверхневих шарах металу за рахунок зменшення ступеню їх стирання і регулярного самовідновлення.

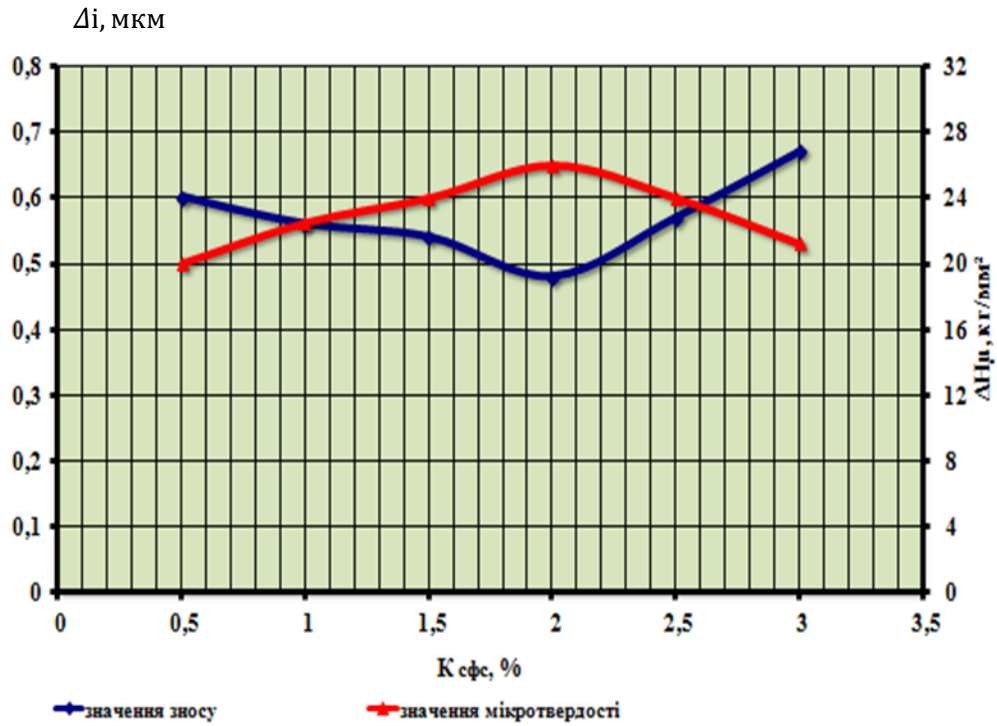


Рис. 5.22. Залежність лінійного зносу Δi і мікротвердості ΔH_{μ} від концентрації $K_{сфс}$ досліджуваних сумішей СФС при $\sigma_{max} = 68$ МПа впродовж прогрівання до $T = 363K$.

Таким чином, при введенні наномодифікаторів СФС в оптимальній концентрації в мастильне середовище відбувається максимально ефективна структуризація СОП, що сприяє зміцненню поверхневих шарів металу і підвищенню зносостійкості поверхонь тертя вузлів ДВЗ в нестационарних умовах тертя ковзання впродовж прогрівання.

5.4. Забезпечення мастильної здатності модифікованих шарів та зносостійкості пар тертя при застосуванні модифікованих олив.

5.4.1. Взаємозв'язок між мастильною здатністю та реологічними властивостями модифікованих шарів.

До цього часу, в рамках даного розділу експериментальних досліджень, проводились дослідження з сумішами компонентів в нестационарних умовах тертя кочення з частковим проковзуванням та ковзання в умовах низькотемпературного запуску впродовж прогрівання вузлів ДВЗ.

З метою наближення модельних досліджень сумішей до реальних умов експлуатації, наступним етапом було виготовлення модифікованих олив за результатами попередніх кваліфікаційних досліджень, оскільки модифіковані оливи з повним та складним фізико-хімічним складом, які притаманні товарним оливам, можуть вносити суттєвий вплив до результатів триботехнічних досліджень і, таким чином, спотворювати загальний результат вибору ефективного засобу модифікування поверхонь тертя.

Згідно програми випробувань, описаної в підрозділі 5.1, був проведений наступний етап кваліфікаційних випробувань, що передбачав виготовлення модифікованої універсальної оливи ЄМТ-8 (повна назва «ПРОТЕК ЄМТ-8») з скорегованим фізико-хімічним складом при внесенні модифікатору тертя з ХАР: ЕР сульфідної групи в оптимальній концентрації 2,1% до складу штатної моторної оливи МТ-8п. Вибір модифікатору тертя ЕР сульфідної групи в оптимальній концентрації 2,1%, пов'язаний з отриманими раніше найкращими результатами за реологічними, механічними і триботехнічними властивостями (див. підрозділи 5.2.1, 5.2.2, 5.3.1). Корегування фізико-хімічного складу моторно-трансмісійної оливи спостерігалось за рахунок збалансованого технологічного циклу в процесі компаундування та стабілізації модифікатору тертя сульфідної групи в оптимальній концентрації згідно попередніх позитивних результатів.

Випробування проводились за наступними методиками:

– визначення протизношувальних характеристик модифікованої оливи ЄМТ-8 та олив МТ-8п і Ультрагаз (повна назва «АРІАН Ультрагаз»), вибраних для порівняння, на ЧКМТ згідно методики, описаної в підрозділі 2.5.2 даної роботи, з метою підтвердження оптимальної концентрації;

- визначення реологічних і триботехнічних властивостей модифікованої оливи ЄМТ-8 і штатної оливи МТ-8п, вибраної для порівняння, на УАСТ в нестационарних умовах тертя при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання.

Результати триботехнічних досліджень (діаметру плями зношування D_3) на ЧКМТ модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 (Зразок 1) та штатної моторно-трансмісійної оливи МТ-8п (Зразок 2) і моторної оливи Ультрагаз (Зразок 3), приведені на рис. 5.23.

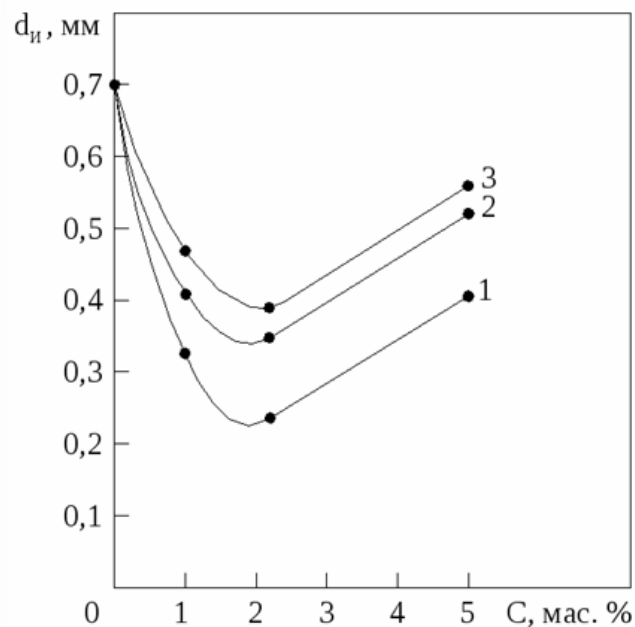


Рис. 5.23. Зміна діаметрів плями зношування D_3 від концентрації C , мас. олив з модифікатором тертя сульфідної групи EP при контактному навантаженні $F = 196H$, $T = 293K$ впродовж 1-ї години випробувань (1 – Зразок 1; 2 – Зразок; 3 – Зразок 3).

Результати на рис. 5.23 показують, що з концентрацією 2,1% модифікатору тертя сульфідної групи EP для всіх досліджуваних зразків оливи, на поверхнях сталевих (з ШХ-15) кульках формується мінімальний діаметр плями зношування при всіх однакових умовах випробувань.

Далі були проведені експериментальні дослідження щодо встановлення взаємозв'язку між коефіцієнтом тертя та напруженням зсуву (реологічних властивостей) модифікованих шарів, утворених в зоні фрикційного контакту.

На рис. 5.24 приведено залежність зміни ефективної в'язкості η і градієнту швидкості зсуву γ для модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 та штатної моторно-трансмісійної оливи МТ-8п впродовж прогрівання до $T = 363K$.

Для штатної оливи МТ-8п встановлено, що впродовж напрацювання N до 50 та 2400 циклів відповідно: 1) значення градієнту швидкості зсуву γ є нижчим на 12% та на 11% відповідно в порівнянні з аналогічним показником для оливи ЄМТ-8; 2) значення ефективної в'язкості η є вищим на 12% та на 10% відповідно в порівнянні з аналогічним показником для оливи ЄМТ-8.

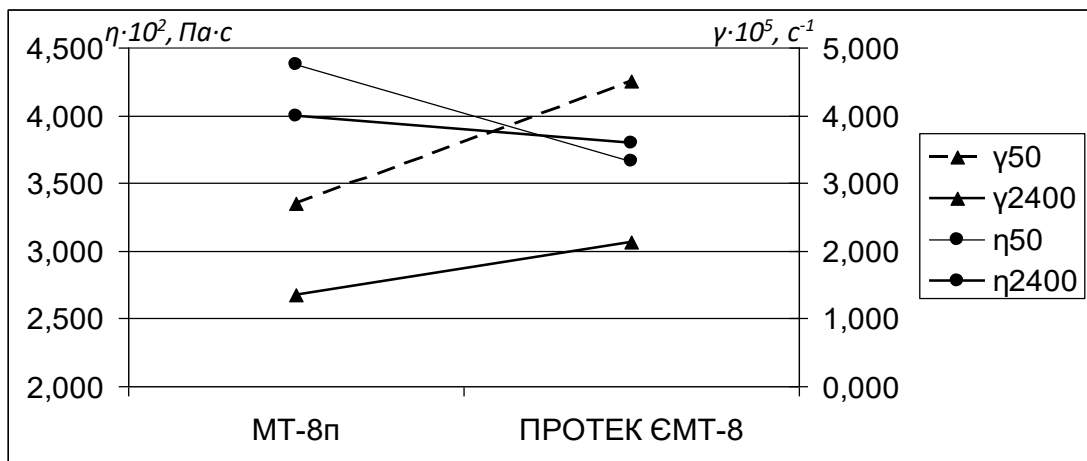


Рис. 5.24. Зміна ефективної в'язкості η і градієнту швидкості зсуву γ від напрацювання при $\sigma_{max} = 680 MPa$ для оливи ЄМТ-8 і МТ-8п впродовж прогрівання до $T = 363K$.

Таким чином, дані результати (див. рис. 5.24) свідчать про те, що модифікована олива ЄМТ-8 має кращі реологічні властивості в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п, оскільки створює оптимальні плівки за рахунок зменшеної ефективної в'язкості, що важливо для умов низькотемпературного запуску впродовж прогрівання, з метою забезпечення енергозберігаючих властивостей. Крім того, модифікована олива ЄМТ-8 впродовж прогрівання може працювати при більш високих швидкостях зсуву в нестационарних умовах

тертя, що забезпечує запобігання розривів мастильних шарів та уникнення безпосереднього контакту мікронерівностей металевих поверхонь.

На рис. 5.25 приведено залежність зміни ефективної в'язкості η і градієнту швидкості зсуву γ для модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 та штатної моторно-трансмісійної оливи МТ-8п впродовж прогрівання до $T = 348K$.

Впродовж прогрівання до $T = 348K$, спостерігається дещо інша закономірність при всіх інших однакових умовах випробувань. Для оливи ЄМТ-8 встановлене суттєве збільшення ефективної в'язкості η від початку роботи в 1,8 рази, а наприкінці напрацювання (2400 циклів) - зростання ефективної в'язкості η в 1,66 рази. Це важливий аспект для модифікованої оливи ЄМТ-8 з точки зору запобігання схоплювання 1-го роду (холодного заїдання). Для градієнту швидкості зсуву γ оливи ЄМТ-8 встановлено деяке зменшення в 1,57 рази на початку напрацювання, а наприкінці напрацювання – деяке збільшення в 1,07 рази. Відповідні результати (див. рис. 5.25) свідчать про те, що модифікована олива ЄМТ-8 має кращі реологічні властивості в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п, оскільки створює оптимальні плівки, запобігаючи холодному заїданню (схоплювання 1-го роду) при зменшених енерговитратах на подолання опору граничного тертя.

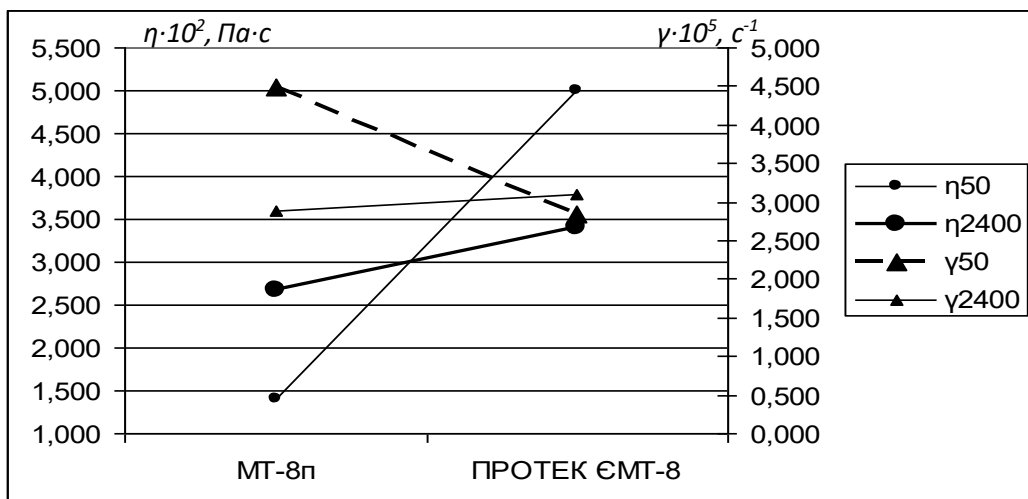


Рис. 5.25. Зміна ефективної в'язкості η і градієнту швидкості зсуву γ від напрацювання при $\sigma_{max} = 680 \text{ МПа}$ для оливи ЄМТ-8 і МТ-8п впродовж прогрівання до $T = 348K$.

Ефективність мащення (мастильна здатність) за антифрикційними властивостями оцінюється зниженням коефіцієнту тертя за рахунок утворення захисної плівки, що перешкоджає появі безпосереднього металевого контакту, яке може привести до схоплювання 1-го роду дискретних зон контактних поверхонь тертя при високих тисках в умовах недостатнього мащення, що відповідають граничним значенням для екстремальних умов роботи [2,20,30,87].

На рис. 5.26 – 5.27 представлені кореляційні залежності між зміною коефіцієнту тертя f та напруженням зсуву τ , які визначалися за методикою в підрозділі 2.6.1, в нестационарних умовах тертя на УАСТ для досліджуваних олив впродовж прогрівання до $T = 348\text{K}$ (див. рис. 5.26) та до $T = 363\text{K}$ (див. рис. 5.27).

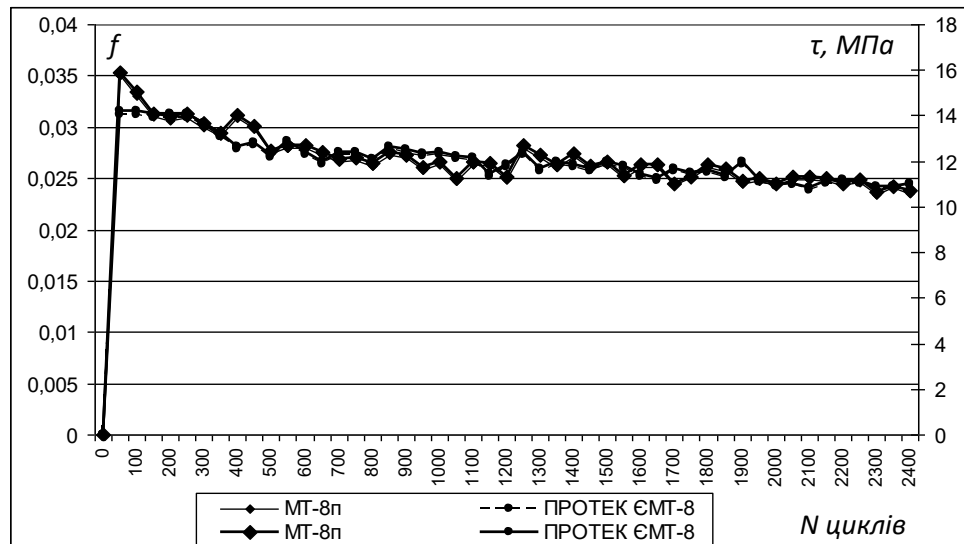


Рис. 5.26. Взаємозв'язок між коефіцієнтом тертя f і напруженням зсуву τ від напрацювання для олив ЄМТ-8 і МТ-8п впродовж прогрівання до $T = 363\text{K}$.

Впродовж прогрівання до помірної температури $T = 348\text{K}$, антифрикційні властивості олив ідентичні. Але, ідентичність антифрикційних властивостей, для модифікованої оливи ЄМТ-8 досягається зменшеним значенням ефективної в'язкості в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п (див. рис. 5.25). Тобто, знижена ефективна в'язкість модифікованої оливи при помірній температурі не впливає

на рівень антифрикційних властивостей, але досягаються зменшені енерговитрати при терті в порівнянні зі штатною оливою.

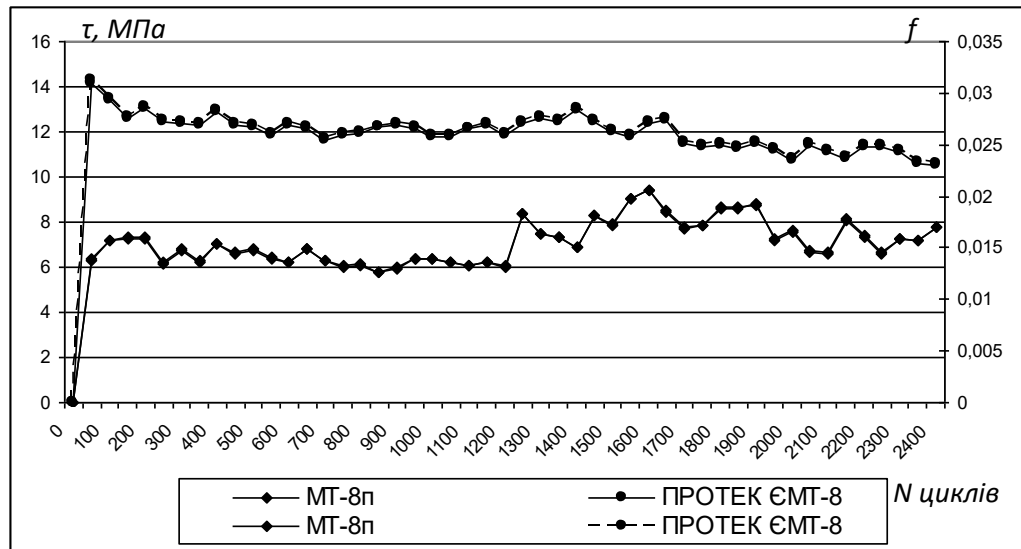


Рис. 5.27. Взаємозв'язок між коефіцієнтом тертя f та напруженням зсуву τ від напрацювання для олив ЄМТ-8 і МТ-8п впродовж прогрівання до $T = 348K$.

Наступні експериментальні дослідження (рис. 5.28 – 5.29) проводились при безперервній роботі УАСТ впродовж 4 годин в нестационарних умовах тертя кочення з проковзуванням, що складало $N = 1750$ циклів, з метою визначення закономірностей формування товщини мастильного шару для досліджуваних олив. Максимальне контактне навантаження в локальній зоні контакту σ_{max} складало 550 МПа впродовж прогрівання до $T = 363K$.

На рис. 5.28 отримана динаміка зміни товщини мастильного шару h в нестационарних умовах тертя для двох досліджуваних олив: модифікованої оливи ЄМТ-8 і штатної оливи МТ-8п, вибраної для порівняння результатів.

З перших циклів напрацювання до $N = 100$ (див. рис. 5.28), досліджувані оливи формують майже однакову товщину мастильного шару h , але після $N = 1225$ циклів і до закінчення напрацювання: мастильна здатність модифікованого шару оливи ЄМТ-8 підвищується за рахунок збільшення товщини мастильного шару в локальній зоні контакту на 60% для умов максимального прогрівання оливи.

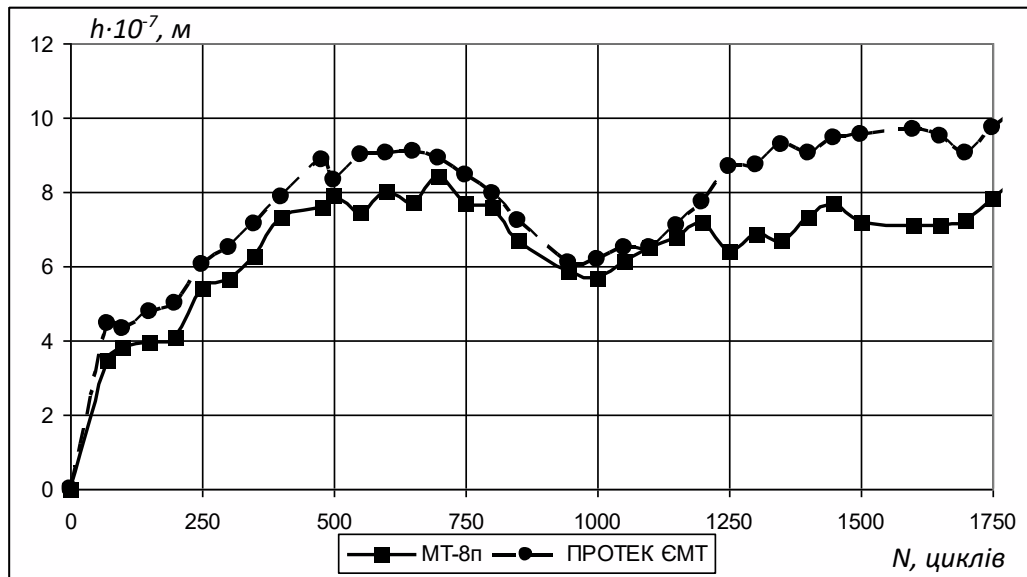


Рис. 5.28. Динаміка зміни товщини мастильного шару h від напрацювання N при контактному напруженні $\sigma_{max} = 550 \text{ МПа}$ та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$ впродовж прогрівання до $T = 363\text{К}$.

Якщо вимірювати товщину мастильного шару в нестационарних умовах тертя тільки при зупинках, то можна визначити динаміку зміни негідродинамічної складової товщини (мінімальне значення) модифікованого шару h_{stop} (рис. 5.29) для досліджуваних олив і, таким чином, прослідкувати за рівнем структурної пристосовуваності модифікованих шарів до екстремальних умов роботи.

Згідно рис. 5.29 встановлено, що у модифікованій оливі ЄМТ-8 товщина новоутвореної ХМГШ до $N = 1200$ циклів напрацювання, поступово зростає, а після $N = 1200$ циклів та до кінця напрацювання – стрімко зростає і, потім, стабілізується саме негідродинамічна складова товщини, що пояснюється прискореною адаптацією ХМГШ, адсорбованої з сульфідної групи при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання.

Дещо інша картина спостерігається для штатної оливи МТ-8п (див. рис. 5.29): в початковий період напрацювання до $N = 750$ циклів, спостерігається збільшення товщини з декількома частковими розривами мастильного шару при зупинках, а потім, після $N = 750$ циклів до кінця напрацювання – поступове

зростання і стабілізація негідродинамічної складової товщини мастильного шару, але з товщиною, меншою в середньому на 67%, в порівнянні з оливою ЄМТ-8.

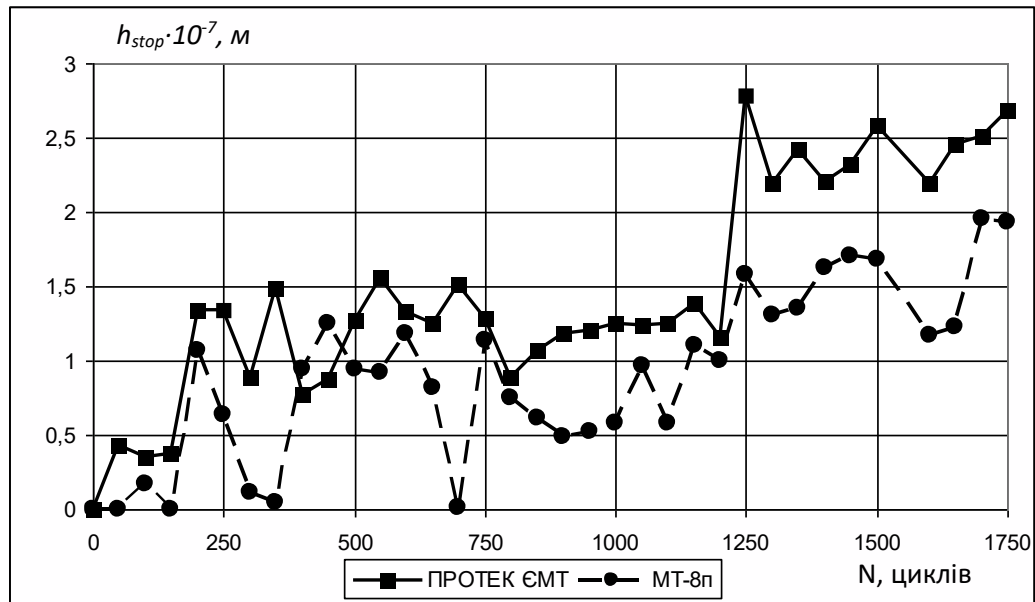


Рис. 5.29. Динаміка зміни негідродинамічної складової товщини мастильного шару h_{stop} від напрацювання N при контактному напруженні

$$\sigma_{max} = 550 \text{ МПа та швидкості зсуву } \gamma = 4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$$

впродовж прогрівання до $T = 363\text{К}$.

Незадовільні результати штатної оливи МТ-8п в порівнянні з модифікованою оливою ЄМТ-8, пояснюються відсутністю необхідних ХАР сульфідної групи або некоректною концентрацією ХАР в базовій оливі, що приведе до негативної адаптації ХМГШ в зоні фрикційного контакту з певними розривами мастильного шару і незадовільною структурною пристосовуваністю сформованих модифікованих шарів до нестационарних умов тертя кочення з проковзуванням при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання.

5.4.2. Самоорганізовані та самовідновлювальні процеси тертя при застосуванні органічних наномодифікаторів.

З метою проведення оцінки триботехнічних властивостей модифікованих олив в нестационарних умовах тертя ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання, досліджувались наномодифікатори СФС з відповідними концентраціями, в складі моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 (ЄМТ-8), що має вже в своєму складі модифікатор тертя EP.

В якості об'єкту випробувань була обрана пара тертя «ролик-колодка» (ролик – із Сталь 40X, колодка – з бронзи БрОЦС 4-4-17). Випробування проводились впродовж 1750 циклів напрацювання на УАСТ згідно методики (підрозділ 2.6.1) та програми випробувань (підрозділ 5.1).

Необхідність додавання наномодифікаторів СФС в оптимальній концентрації до оливи ЄМТ-8, як показали результати досліджень для відповідних сумішей в підрозділах 5.2.3 та 5.3.2, значно поліпшують протизношувальні та антифрикційні властивості, запобігають захопленню 1-го роду, підвищують механічну стабільність, несучу здатність та зносостійкість поверхонь тертя в екстремальних умовах роботи при недостатньому мащенні за рахунок створення полімеризаційних СОП. Причому, оскільки олива ЄМТ-8 має в своєму складі і ХАР у вигляді EP модифікатору тертя та суміш СФС у вигляді ПАР, було важливим перевірити їх синергізм дії.

Для визначення оптимальної структурної пристосовуваності модифікованих (полімеризаційних) шарів до нестационарних умов тертя ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання, були визначені закономірності зміни негідродинамічної складової товщини СОП при зупинках та при максимальних контактних напруженнях при мащенні модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 з додаванням СФС в концентрації - 2% і штатної оливи МТ-8п, вибраної для порівняння. Випробування проводилися при максимальних контактних напруженнях $\sigma_{max} = 42,5$ МПа; 55 МПа; 65 МПа відповідно, при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання до $T = 348K$.

На рис. 5.30 визначена динаміка утворення негідродинамічної складової товщини СОП h_c для модифікованої оливи ЄМТ-8 залежно від напрацювання при

максимальних контактних напруженнях $\sigma_{max} = 42,5$ МПа; 55 МПа; 65 МПа відповідно впродовж прогрівання до $T = 348K$.

Результати динаміки зміни негідродинамічної складової товщини СОП (див. рис. 5.30) свідчать про те, що тільки при середніх навантаженнях, коли $\sigma_{max} = 55$ МПа, утворюються стійкі плівки СОП, що характеризуються високою структурною пристосовуваністю до динамічних умов навантаження на зупинках. При високих навантаженнях, коли $\sigma_{max} = 65$ МПа, спостерігається періодичне стирання СОП до $N = 1000$ циклів напрацювання у зв'язку з припрацюванням, але надалі, в зоні фрикційного контакту утворюється стійка адаптована плівка СОП. Однак, при низьких навантаженнях, коли $\sigma_{max} = 42,5$ МПа, відбувається практично повне видалення утворених СОП з повторним їх оновленням до кінця напрацювання.

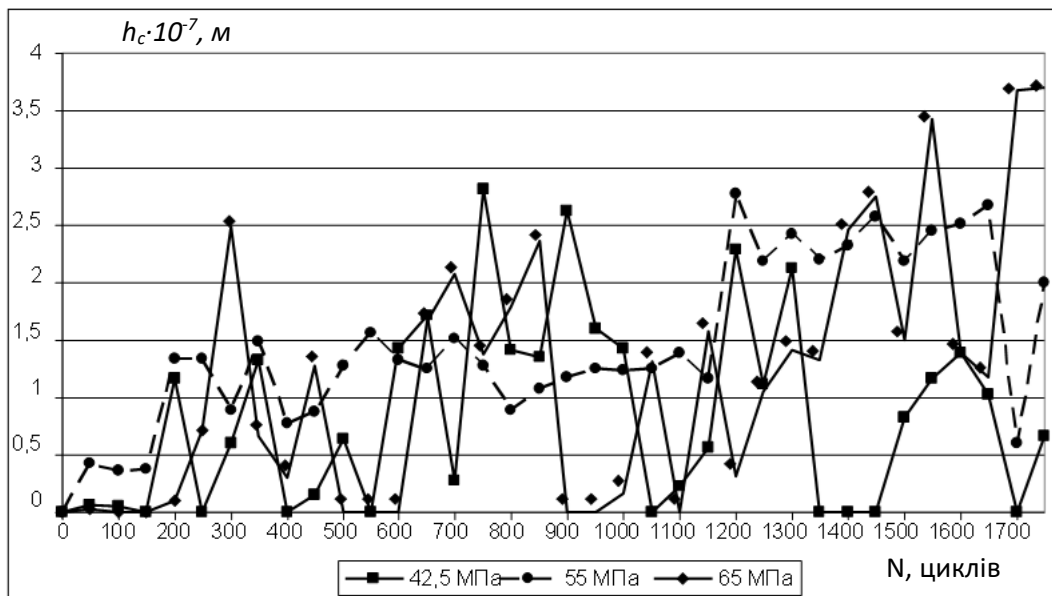


Рис. 5.30. Динаміка утворення негідродинамічної складової товщини СОП h_c від напрацювання N при відповідних контактних напруженнях σ_{max} для модифікованої оливи ЄМТ-8 впродовж помірної прогрівання до $T = 348K$.

Таким чином, можна констатувати, що в умовах незначних навантажень, адаптування процесів самоорганізації і самовідновлення спостерігаються не вчасно, тобто, швидкість утворення СОП в цих умовах нижче швидкості руйнування шарів СОП. Але, при збільшенні навантаження, картина змінюється

в іншу сторону, коли швидкість утворення СОП починає перевищувати швидкість руйнування СОП, тобто, процеси самоорганізації і самовідновлення адаптуються швидше, як показують результати на рис. 5.30, для $\sigma_{max} = 55$ та 65 МПа з невідворотним припрацюванням. Молекули фулеренів СФС в складі модифікованої оливи ЄМТ-8 в екстремальних умовах роботи, розкладаються в зоні фрикційного контакту та утворюють СОП у вигляді фулерітів. Фулеріти мають органічну і негідродинамічну структуру, тому можна вважати, що в зоні фрикційного контакту відбуваються граничні (негідродинамічні) явища. Надалі, фулеріти вступають в хімічну взаємодію з молекулами ХАР (наприклад, з сульфідами), утворюючи на поверхнях тертя складні ХМГШ продуктів взаємодії металів з хімічно активними компонентами оливи, і проявляти ефект синергізму, як було відмічено іншими авторами [44].

Відповідні СОП покривають зони фрикційного контакту міцною полімеризаційною плівкою, товщиною у десятки молекулярних шарів, таким чином, щоб знос металу замінювався зношуванням самих модифікованих шарів, постійно відновлюючись по мірі зношування.

На рис. 5.31 визначена динаміка утворення негідродинамічної складової товщини h_c при напрацюванні для штатної оливи МТ-8п залежно від максимального контактного напруження σ_{max} впродовж помірною прогрівання до $T = 348K$.

Для штатної оливи МТ-8п (див. рис. 5.31) встановлені однакові закономірності зміни негідродинамічної складової товщини мастильного шару, що і для модифікованої оливи ЄМТ-8. Але, для штатної оливи визначені значно нижчі значення товщин ХМГШ, майже у 2 рази, ніж для модифікованої оливи. В штатній оливі МТ-8п захисні властивості забезпечують ХАР для модифікування поверхонь тертя відповідними ХМГШ, які утворюють товщини меншої товщини, ніж полімеризаційні СОП.

Таким чином, характерні компоненти СФС створюють СОП більшої товщини, ніж ХМГШ від ХАР, які більш придатні до умов ковзання в

екстремальних умовах роботи при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання.

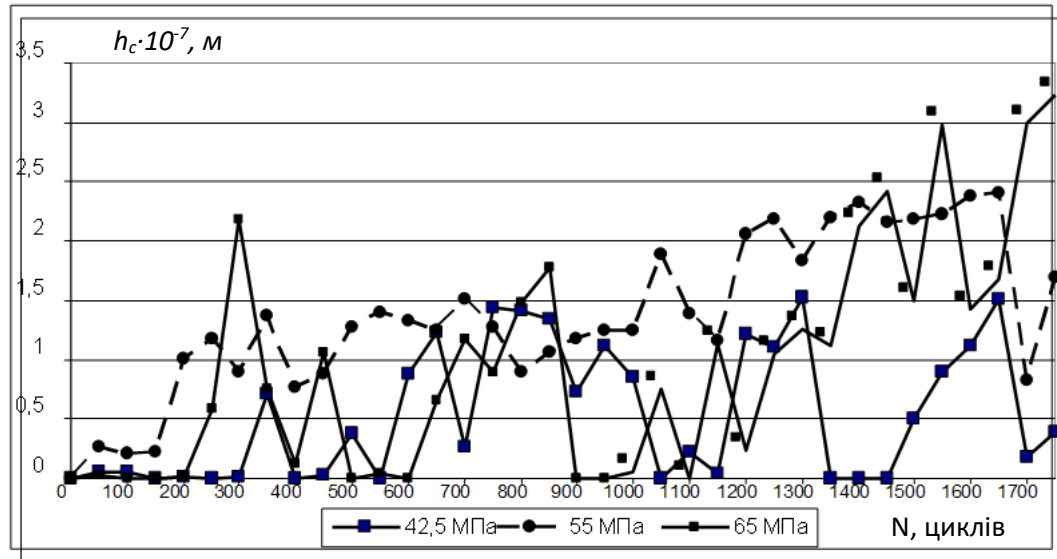


Рис. 5.31. Динаміка утворення негідродинамічної складової товщини h від напрацювання N при відповідних контактних напруженнях σ_{max} для штатної оливи МТ-8п впродовж прогрівання до $T = 348K$.

На рис. 5.32 представлена динаміка зміни коефіцієнту тертя f від тривалості випробувань t до 6000 циклів напрацювання в нестационарних умовах тертя ковзання впродовж прогрівання до $T = 363K$ в зоні фрикційного контакту для різних концентрацій СФС в складі модифікованої оливи ЄМТ-8.

Результати на рис. 5.32 - динаміки зміни коефіцієнту тертя f від тривалості випробувань t , підтверджують оптимальну концентрацію СФС у 2% в складі модифікованої оливи ЄМТ-8 (Зразок 4), у 2,4 рази меншу, ніж зразок з максимальною концентрацією СФС у 3% в складі штатної оливи МТ-8п.

Метою проведення наступних (рис. 5.33) експериментальних досліджень, було встановлення закономірностей зношування пар тертя для різного залишкового ресурсу модифікованої оливи ЄМТ-8 з додаванням СФС з встановленою оптимальною концентрацією 2% та штатної оливи МТ-8п, вибраної для порівняння, в нестационарних умовах тертя ковзання впродовж прогрівання.

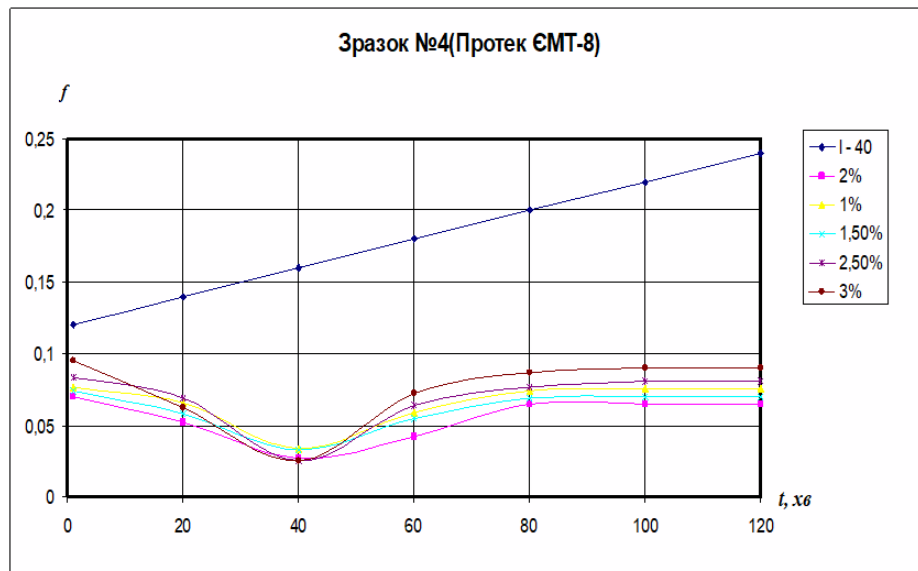


Рис. 5.32. Динаміка зміни коефіцієнту тертя f від тривалості напрацювання t при контактному напруженні $\sigma_{max} = 68 \text{ МПа}$ та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$ досліджуваних зразків: 1 – I-40A; 2 – ЄМТ-8+1,0%СФС; 3 – ЄМТ-8+1,5%СФС; 4 – ЄМТ-8+2,0%СФС; 5 – ЄМТ-8+2,5%СФС; 6 – ЄМТ-8+3,0%СФС.

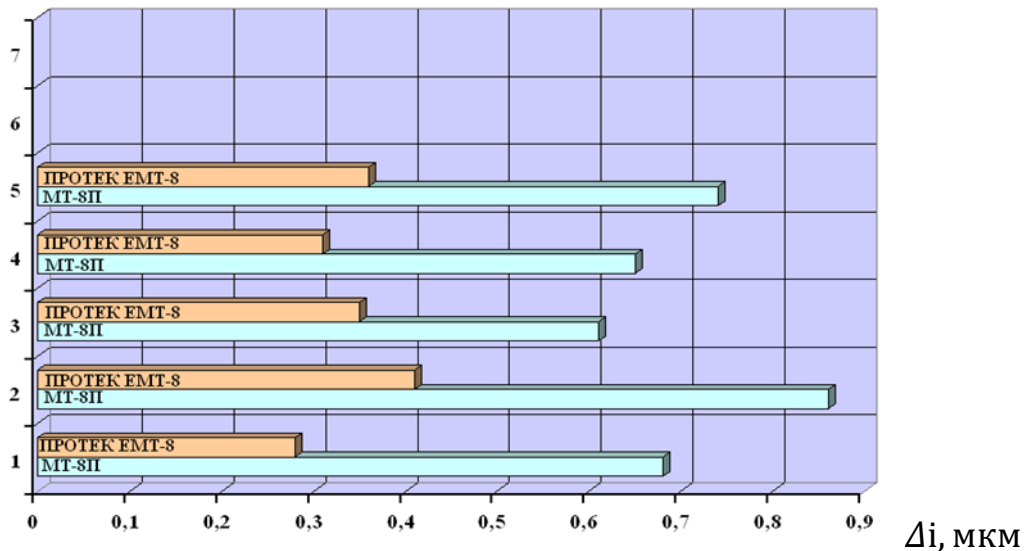


Рис. 5.33. Діаграма значень лінійного зносу Δi після напрацювання у середовищі штатної МТ-8П та модифікованої ЄМТ-8 оливи при контактному напруженні $\sigma_{max} = 68 \text{ МПа}$ та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$ із різним залишковим ресурсом для досліджуваних зразків: 1 – після 100 м/годин; 2 – після 200 м/годин; 3 – після 300 м/годин; 4 – після 400 м/годин; 5 – після 500 м/годин.

В якості об'єкту випробувань було обрана пара тертя «ролик-колодка» (ролик – із Сталь 40Х, колодка – з бронзи БрОЦС 4-4-17) впродовж

довготривалого напрацювання на УАСТ в нестационарному режимі тертя ковзання згідно методики (див. підрозділ 2.6.2) та програми випробувань (див. підрозділ 5.1). Максимальні контактні напруження в контакті склали $\sigma_{max} = 68$ МПа при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання до $T = 363\text{K}$.

Аналізуючи наведені на рис. 5.33 діаграми значень лінійного зносу після напрацювання у досліджуваних зразках, виявлено суттєве зменшення величини лінійного зносу Δl поверхонь тертя на всіх етапах напрацювання, в середньому у 2,2 рази, на модифікованій оливі ЄМТ-8 в порівнянні зі штатною оливою МТ-8П з аналогічними значеннями після напрацювання.

Таким чином, узагальнюючи результати за фізико-хімічними аспектами поліпшення триботехнічних властивостей модифікованих олив та структурної пристосованості модифікованих шарів до нестационарних умов тертя ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання, моторно-трансмісійна олива ЄМТ-8 з додаванням СФС в концентрації 2% має оптимальний якісний та кількісний хімічний склад ПАР в оливі, який більш придатний до екстремальних умов роботи за оптимальною структурною пристосованістю модифікованих шарів (див. рис. 5.30) до нестационарних умов тертя ковзання з кращими антифрикційними (див. рис. 5.32) властивостями, утворюючи на поверхнях більш міцні полімеризаційні СОП з підвищеною зносостійкістю (див. рис. 5.33) в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п. Причому, утворення відповідних модифікованих шарів на основі СОП у вигляді фулеріту проявляє синергізм з ХАР у вигляді ЕР присадки, що особливо важливо для періоду припрацювання та пуску гібридної техніки, поєднуючи умови роботи неконформних вузлів трансмісії і конформних вузлів ДВЗ в широкому діапазоні температур. Тому, перспективним напрямком є створення універсальних моторно-трансмісійних олив з відповідними характеристиками типу модифікованої оливи ЄМТ-8.

Крім надання універсальних властивостей оливам, важливим є також покращення триботехнічних показників моторних олив шляхом модифікування якісного та кількісного хімічного складу компонентів для запобігання

недостатнього мащення в умовах низькотемпературного запуску впродовж прогрівання.

На прикладі моторної оливи Ультрагаз (повна назва «АРІАН Ультрагаз»), були поліпшені триботехнічні властивості вузлів ДВЗ, що працюють в нестационарних умовах роботи потужних судових дизель-генераторів, шляхом модифікування і полімеризації відповідної оливи компонентами СФС та суміші сульфідної групи ЕР.

Таким чином, метою проведення наступних експериментальних досліджень було визначення динаміки зміни негідродинамічної складової товщини мастильного шару h (рис. 5.34) та закономірностей зношування пар тертя Δi (рис. 5.35) від напрацювання щодо встановлення синергізму з присадкою ЕР та визначення оптимальної концентрації СФС в складі моторної оливи Ультрагаз в нестационарних умовах тертя ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання до $T = 363K$.

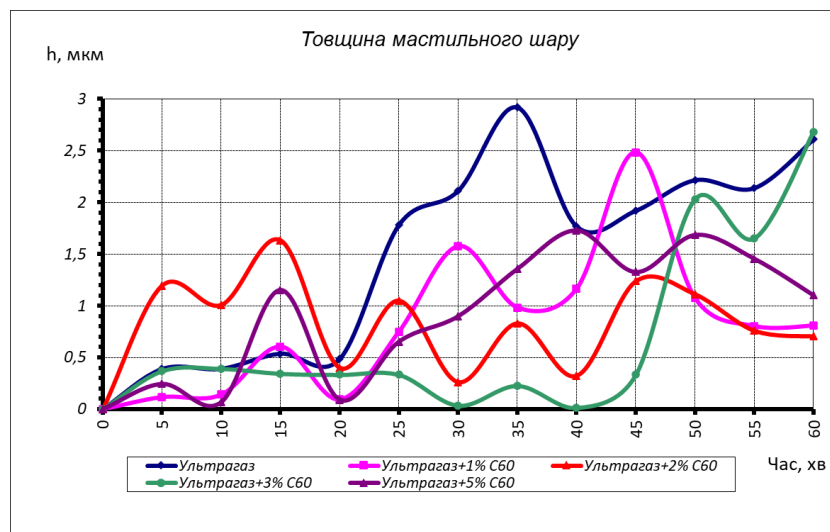


Рис. 5.34. Динаміка зміни товщини мастильного шару h від тривалості випробувань t впродовж прогрівання до $T = 363K$ при максимальному контактному напруженні $\sigma_{max} = 68 \text{ МПа}$ та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$ для зразків: 1 – Ультрагаз; 2 – Ультрагаз + 1% СФС; 3 – Ультрагаз + 2% СФС; 4 – Ультрагаз + 3% СФС; 5 – Ультрагаз + 5% СФС.

В якості об'єкту випробувань було обрана пара тертя «ролик-колодка» (ролик – із Сталь 40Х, колодка – з бронзи БрОЦС 4-4-17). Випробування проводились впродовж однієї години на УАСТ в нестационарному режимі тертя ковзання згідно методики (див. підрозділ 2.6.2) та програми випробувань (див. підрозділ 5.1). Максимальні контактні напруження в контакті склали $\sigma_{max} = 68$ МПа.

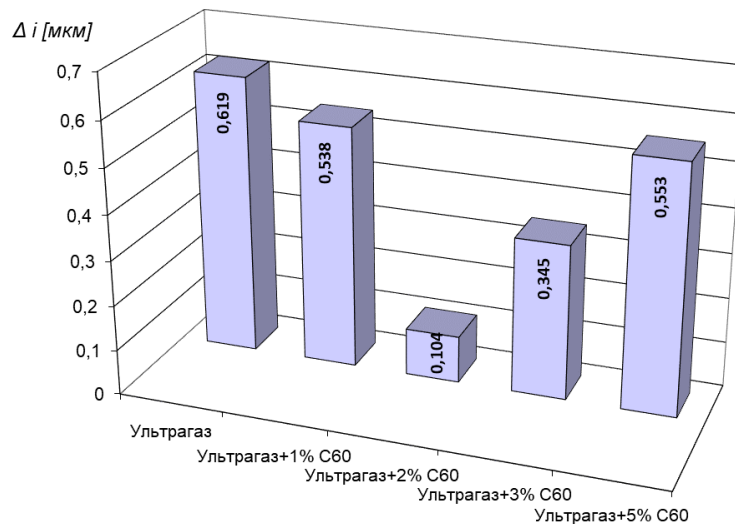


Рис. 5.35. Кінетика зміни лінійного зносу Δi досліджуваних зразків від тривалості випробувань впродовж прогрівання до $T = 363K$ при контактному напруженні $\sigma_{max} = 68$ МПа та швидкості зсуву $\gamma = 4 \cdot 10^6$ с⁻¹ для зразків:

- 1 – Ультрагаз; 2 – Ультрагаз + 1% СФС; 3 – Ультрагаз + 2% СФС;
4 – Ультрагаз + 3% СФС; 5 – Ультрагаз + 5% СФС.

Результати згідно рис. 5.34 – 5.35, свідчать про те, що оптимальна концентрація суміші СФС в складі моторної оливи Ультрагаз складає 2% за динамікою формування негідродинамічної складової товщини мастильного шару (див. рис. 5.34) та закономірностей зміни лінійного зносу (див. рис. 5.35) в нестационарних умовах тертя ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання до $T = 363K$.

Таким чином, поліпшення триботехнічних властивостей і покращення структурної пристосовуваності модифікованих шарів до нестационарних умов ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання

спостерігається за рахунок синергізму модифікатору тертя EP з наномодифікатором СФС в оптимальній концентрації 2%, що підтверджує універсальність відповідної модифікованої оливи, особливо, до екстремальних умов роботи.

Відповідний наномодифікатор створює міцні СОП, які володіють прискореною структурною пристосовуваністю модифікованих шарів до динамічних умов навантаження в екстремальних умовах роботи: негідродинамічна складова товщини має оптимальні значення в момент низькотемпературного запуску і припрацювання та збільшується впродовж прогрівання до високих температур.

Характерною рисою утворення СОП від компонентів СФС, є те, що дані плівки в прискореному режимі адаптуються та екранують контактні поверхні, саме в екстремальних умовах роботи, завдяки того, що мікропластичні деформації локалізуються в тонкому приповерхневому шарі фулеріту, і завдяки її пористої структури, запобігають розповсюдженню цих змін в глибину металу, що і забезпечує зменшення дотичних напружень в ортогональному напрямі, зміцнюючи модифікований шар. Причому, відповідний наномодифікатор проявляє синергізм, підсилюючи подвійну дію з ХАР у вигляді сульфідів.

Тому, згідно правила позитивного градієнту механічних властивостей за глибиною [14], утворення таких комбінованих плівок, сприяє реалізації зовнішнього тертя щодо запобігання схоплювання 1-го роду контактних поверхонь (холодного заїдання), адгезійного зношування та виникнення задирів.

5.5. Взаємозв'язок об'ємної температури модифікованих олив та локальних температур в зоні фрикційного контакту в нестационарних умовах тертя.

5.5.1. Кореляція між об'ємною температурою модифікованої оливи та локальною температурою в зоні фрикційного контакту при збільшенні контактного навантаження.

Вплив температури в мастильному середовищі призводить до інтенсифікації хімічних реакцій в оливах. В умовах утворення ХМГШ або СОП по мірі росту температури [14], на вершинах мікронерівностей відбувається пластифікація контактної поверхні металу, місцеве схоплювання, фазові зміни та значні теплові перетворення. Підвищення температури мастильного середовища викликає різноманітні термохімічні реакції, які можуть призвести до теплового розкладання та коксування оливи.

Для запобігання суттєвих пластичних деформацій з негативними наслідками, до моторних, авіаційних та моторно-трансмісійних (універсальних) олив додають різноманітні ультрадисперсні модифікатори тертя, які впродовж прогрівання вузлів ДВЗ на контактних поверхнях утворюють міцні ХМГШ з високими протизношувальними, протизадирними і антифрикційними властивостями.

Відповідні модифікатори тертя представляють собою суспензії, які при досяганні певних високих температур, адсорбуються на активовану тертям поверхню металу і створюють міцні ХМГШ. Прикладом таких сучасних модифікаторів тертя є дисульфід молібдену MoS_2 , діалкілдитіокарбамат молібдену MoDTC , нітриди і оксинітриди перехідних металів – сіалони та інші. Але, у відповідних металовмісних середовищах є суттєвий недолік: при високих температурах впродовж процесу зношування пар тертя утворюється значна кількість зольних з'єднань, що відкладаються на вузлах ЦПГ ДВЗ. Тому, перспективним є застосування сумішей фулеренів (СФС) в широкому температурному діапазоні, які створюють на поверхнях тертя міцні СОП з молекул органічного походження, що не уступають ХМГШ за триботехнічними властивостями. Крім того, СФС не утворюють високотемпературні та низькотемпературні відкладення в ЦПГ ДВЗ.

Коли проводились експериментальні дослідження модифікованих шарів при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання (див. підрозділ 5.4), то відповідні об'ємні температури вимірювались за допомогою термопари, яка

працює від ТЕНу машини тертя СМЦ-2, згідно методики, описаної в підрозділі 2.6.1.

В екстремальних умовах роботи вузлів ДВЗ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання двигуна до високих температур, може виникнути недостатнє мащення (мастильне голодування) в температурній зоні коленвалу ДВЗ. Для контролю температурного режиму, необхідно визначити термомеханічну стійкість $T_{сер}$ за середньовизначеною локальною температурою в зоні фрикційного контакту (див. підрозділ 3.1, розділ 3). Для чого потрібно зробити кореляцію між локальною температурою в зоні фрикційного контакту та об'ємною температурою оливи, виміряною термопарою, при збільшенні контактного навантаження, для перевірки виконання умови $T_{кр} < T_{сер}$.

Встановлення кореляції між об'ємною температурою оливи і локальною температурою в зоні фрикційного контакту, визначалося шляхом вимірювання температурного поля тепловізійним методом за допомогою сучасного переносного тепловізору TESTO-875-2i згідно методики, описаної в підрозділі 2.6.1 (див. розділ 2), для пари тертя «ролик-колодка» (ролик – із Сталь 40Х, колодка – з бронзи БрОЦС 4-4-17), в період від запуску до 15 циклів напрацювання в нестационарному режимі тертя ковзання щодо різних режимів навантаження та температури в зоні контакту. Об'ємна температура досліджуваної оливи вимірювалась за допомогою термопари, встановленої в масляній ванні.

В якості досліджуваного мастильного матеріалу використовувалась модифікована моторна олива Ультрагаз з додаванням суміші фулеренів СФС із встановленою оптимальною концентрацією у 2% згідно позитивних результатів, визначених в підрозділі 5.4.2.

Температурні дослідження проводилися у 2 етапи:

1 етап – тепловізійне вимірювання температурних полів локальної зони контакту ролику і об'ємної температури для модифікованої оливи Ультрагаз в атмосферних умовах – 18⁰С(291К) при максимальному контактному напруженні в контакті $\sigma_{max} = 55$ МПа. Температурний режим прогрівання складав:

$T=30^{\circ}\text{C}(303\text{K}); 40^{\circ}\text{C}(313\text{K}); 45^{\circ}\text{C}(318\text{K}); 65^{\circ}\text{C}(338\text{K}); 75^{\circ}\text{C}(348\text{K}); 80^{\circ}\text{C}(353\text{K}); 90^{\circ}\text{C}(363\text{K})$.

2 етап – тепловізійне вимірювання температурних полів локальної зони контакту ролику і об’ємної температури для модифікованої оливи Ультрагаз в атмосферних умовах – 18°C (291К) при максимальному контактному напруженні в контакті $\sigma_{max} = 68$ МПа. Температурний режим прогрівання складав: $T = 30^{\circ}\text{C}$ (303К); 40°C (313К); 45°C (318К); 65°C (338К); 75°C (348К); 80°C (353К); 90°C (363К).

Початковий період напрацювання відтворювався за різними циклами обертання валу - 5 циклів; 10 циклів; 15 циклів відповідно.

Результати тепловізійних випробувань представлені у вигляді термограм для максимальних контактних напружень в контакті $\sigma_{max} = 55$ МПа (рис. 5.36 а, б) та 68 МПа (рис. 5.37 а, б) при $T = 348\text{K}$ і 363K відповідно.

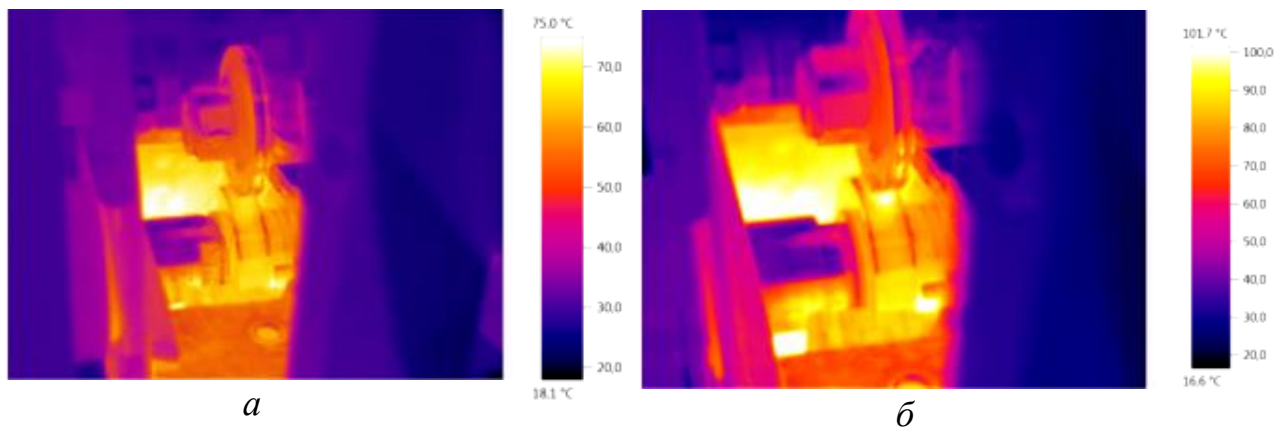


Рис. 5.36 а, б. Термограма температурних полів зони контакту за початковий період напрацювання при $\sigma_{max} = 55$ МПа впродовж прогрівання до $T = 348\text{K}$ (а) і 363K (б).

Нижче, приводяться результати досліджень в табличному вигляді (таблиця 5.1) та графічна інтерпретація результатів (рис. 5.38) при максимальному контактному напруженні в контакті $\sigma_{max} = 55$ МПа за початковий період напрацювання.

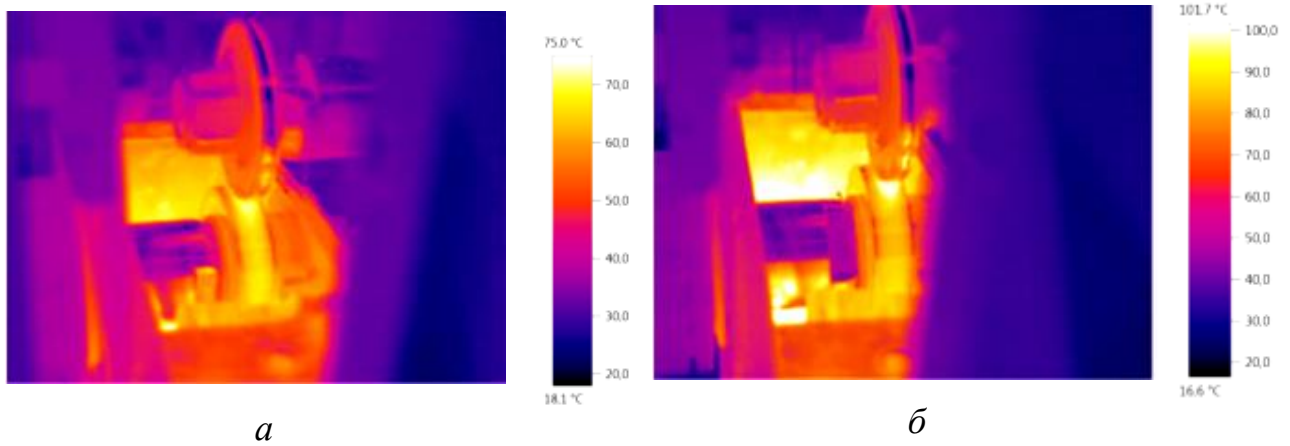


Рис. 5.37 а, б. Термограма температурних полів зони контакту за початковий період напрацювання при $\sigma_{max} = 68$ МПа впродовж прогрівання до $T = 348\text{K}$ (а) і 363K (б).

Таблиця 5.1. Результати кореляції між локальною температурою ролику та об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз при максимальному контактному напруженні в контакті $\sigma_{max} = 55$ МПа.

| Об'єкт дослідження | N, циклів | Кореляція між температурою ролику і температурою оливи, що зняті з термограми, °C | | | | | | |
|--------------------|-----------|---|------|------|------|------|------|------|
| | | Температура оливи, що виміряна термопарою, °C | | | | | | |
| | | 30 | 40 | 45 | 65 | 75 | 85 | 90 |
| Олива | 5 | 45,3 | 48,2 | 48,5 | 62 | 73,5 | 71,9 | 80,4 |
| Олива | 10 | 46,3 | 49 | 52,8 | 67,2 | 73,2 | 77 | 78,4 |
| Олива | 15 | 43,8 | 47,2 | 55,4 | 63,6 | 70,3 | 80,9 | 81,9 |
| Ролик | 15 | 47,6 | 48 | 76,1 | 85 | 90,2 | 100 | 107 |

Згідно результатів на рис. 5.38, встановлена кореляція між температурою ролику в локальній зоні фрикційного контакту і об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз за початковий період напрацювання при $\sigma_{max} = 55$ МПа, яка складає від 6% до 34% по мірі підвищення температури в досліджуваному діапазоні. Причому, температура ролику лінійно збільшується досягаючи максимальної температури до $T = 380\text{K}$ по закінченні напрацювання, при якій різниця температури оливи і ролику дорівнює в середньому - $\Delta T = 25\text{K}$.

Наступні результати досліджень, представлені в табличному вигляді (таблиця 5.2) та у вигляді графічної інтерпретації результатів (рис. 5.39), при

максимальному контактному напруженні в контакті $\sigma_{max} = 68$ МПа за початковий період напрацювання.

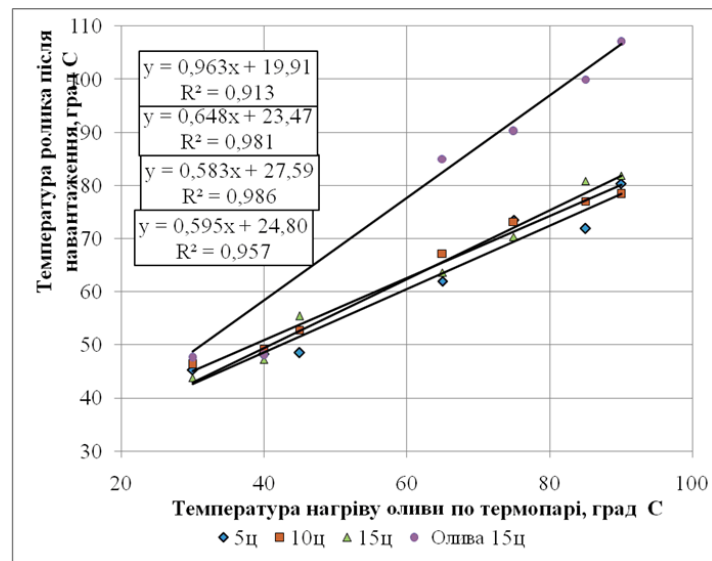


Рис. 5.38. Кореляція між локальною температурою ролику в зоні контакту та об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз за початковий період напрацювання при $\sigma_{max} = 55$ МПа.

Таблиця 5.2. Результати визначення кореляції між локальною температурою ролику та об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз при максимальному контактному напруженні в контакті $\sigma_{max} = 68$ МПа.

| Об'єкт дослідження | N, циклів | Кореляція між температурою ролику і температурою оливи, що зняті з термограми, °С | | | | | | |
|--------------------|-----------|---|------|------|------|------|------|-------|
| | | Температура оливи, що виміряна термопарою, °С | | | | | | |
| | | 30 | 40 | 45 | 65 | 75 | 85 | 90 |
| Олива | 5 | 38,2 | 45,9 | 47,4 | 56,1 | 55,9 | 68,5 | 69,1 |
| Олива | 10 | 35,3 | 43,5 | 48,1 | 50,5 | 64,2 | 67,1 | 69,6 |
| Олива | 15 | 35,3 | 42,4 | 49,9 | 59,4 | 55,9 | 71,5 | 68,6 |
| Ролик | 15 | 35,3 | 44,5 | 76,1 | 83,7 | 89,3 | 99,3 | 109,4 |

Згідно результатів рис. 5.39, встановлена кореляція між температурою ролику в локальній зоні контакту і об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз за початковий період напрацювання при $\sigma_{max} = 68$ МПа, яка складає від 4% до 58% по мірі підвищення температури в досліджуваному діапазоні. Причому, температура ролику лінійно збільшується досягаючи максимальної

температури до $T = 382,4\text{K}$ по закінченні напрацювання, при якій різниця температури оливи і ролику дорівнює в середньому - $\Delta T = 40\text{K}$.

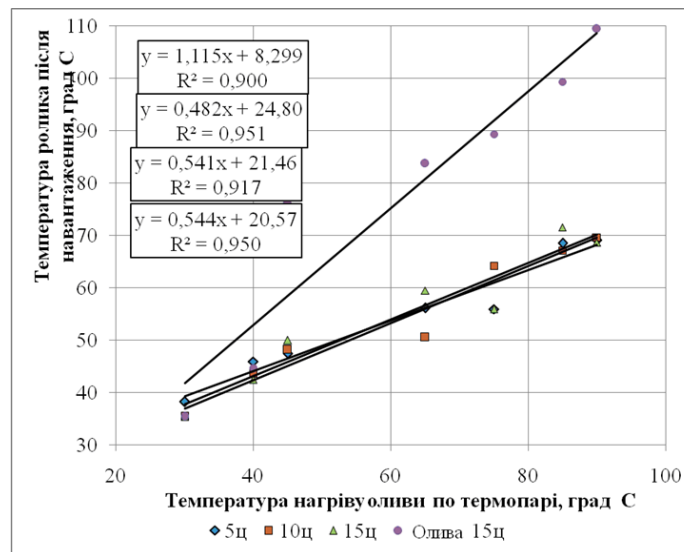


Рис. 5.39. Кореляція між локальною температурою ролику в зоні контакту та об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз за початковий період напрацювання при $\sigma_{max} = 68 \text{ МПа}$.

Таким чином, результати кореляції між локальною температурою ролику в локальній зоні контакту та об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз, за початковий період напрацювання при збільшенні максимального контактного напруження σ_{max} від 55 МПа до 68 МПа, розширює рознесення кореляційних лінійних залежностей в бік високих температур в середньому на 15К, що визначає важливість врахування збільшення локальної температури ролику в локальній зоні контакту відносно об'ємної температури оливи при збільшенні навантаження (максимального контактного напруження).

5.5.2. Визначення термомеханічної стійкості модифікованих олив при напрацюванні.

З метою визначення термомеханічної стійкості необхідно знати середню температуру в локальній зоні контакту з урахуванням проведеної кореляції між об'ємною температурою модифікованої оливи Ультрагаз та локальною температурою на околицях фрикційного контакту (див. підрозділ 5.5.1), де

визначаються температурні поля (зміни особливої точки температури) тепловізійним методом за допомогою сучасного переносного тепловізору TESTO-875-2i згідно методики (підрозділ 2.6.1) для пари тертя «ролик-колодка» (ролик – із Сталь 40X, колодка – з бронзи БрОЦС 4-4-17) в період від запуску до 15 циклів в нестационарному режимі тертя ковзання при різних температурах прогрівання, які вимірювалися термопарою: $T = 25^{\circ}\text{C}$ (298K); 30°C (303K); 40°C (313K); 65°C (338K); 75°C (348K).

Тепловізійним методом дослідження, були визначені поля локальних температур в зоні фрикційного контакту ролику (зміни особливої точки відповідної температури) у вигляді термограм (рис. 5.40, щодо температур 30°C ; 40°C ; 65°C ; 75°C – див. у Додатку Б) та встановлені зміни локальних температур в локальній зоні контакту ролику (рис. 5.41 – 5.44) відносно об'ємної температури досліджуваної оливи Ультрагаз, виміряною термопарою, з урахування проведеної кореляції в період від пуску до 15 циклів в нестационарному режимі тертя ковзання при різних температурах прогрівання.

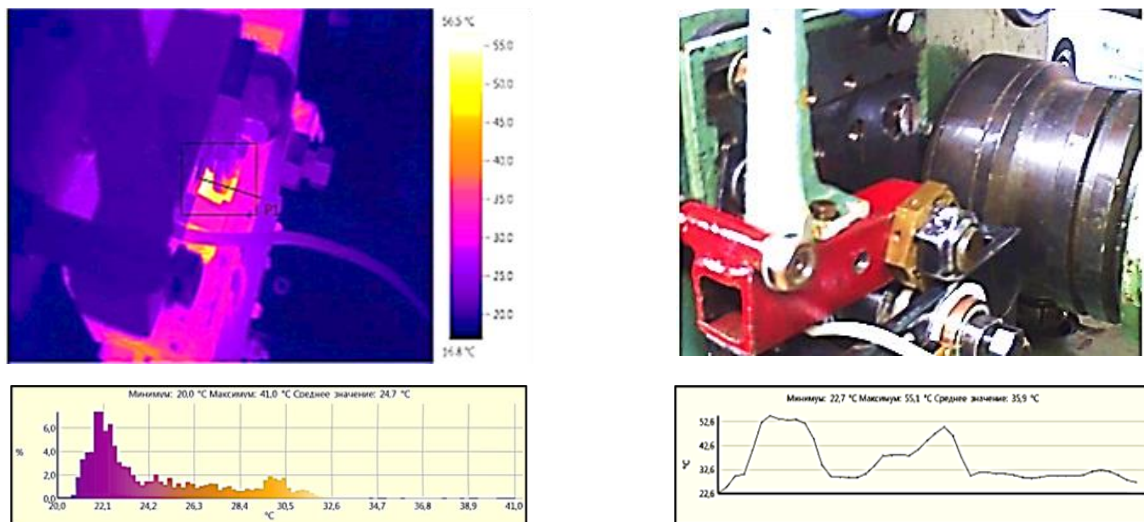


Рис. 5.40. Термограма особливої точки локальної температури в зоні контакту ролику при $T = 25^{\circ}\text{C}$ в початковий період напрацювання.

Згідно результатів полів локальних температур (термограм) поверхні ролику, визначені особливі точки локальної температури в зоні фрикційного контакту з урахуванням проведеної попередньої кореляції між локальною

температурою поверхні ролику та об'ємною температурою, виміряною термопарою, для досліджуваних олив: модифікованої оливи Ультрагаз та штатної оливи МТ-8п в період напрацювання.

Згідно рівнянь (див. рис. 5.41 – 5.44) встановлено, що в умовах напрацювання до 15 циклів, виконується умова $T_{кр} < T_{сер}$ для обох олив, але встановлена збільшена термомеханічна стійкість модифікованої оливи АРІАН Ультрагаз в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п, в середньому на $\Delta T = 23\text{K}$, що підтверджує кращу структурну пристосовуваність модифікованих шарів відповідної модифікованої оливи до екстремальних умов роботи.

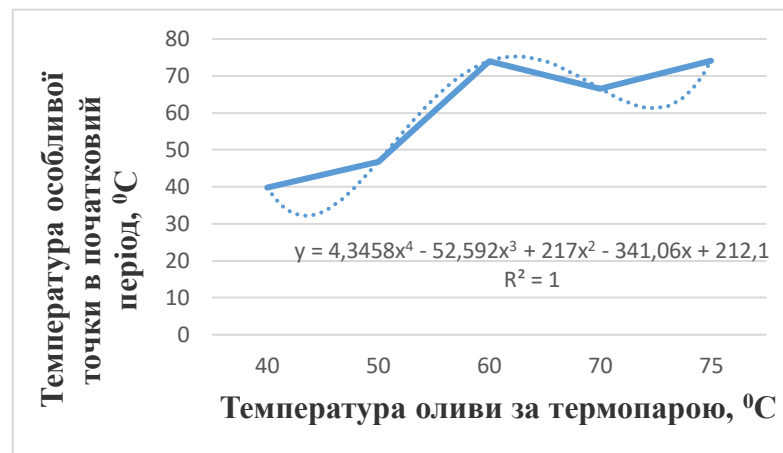


Рис. 5.41. Зміна особливої точки локальної температури з урахуванням попередньої кореляції в початковий період напрацювання.

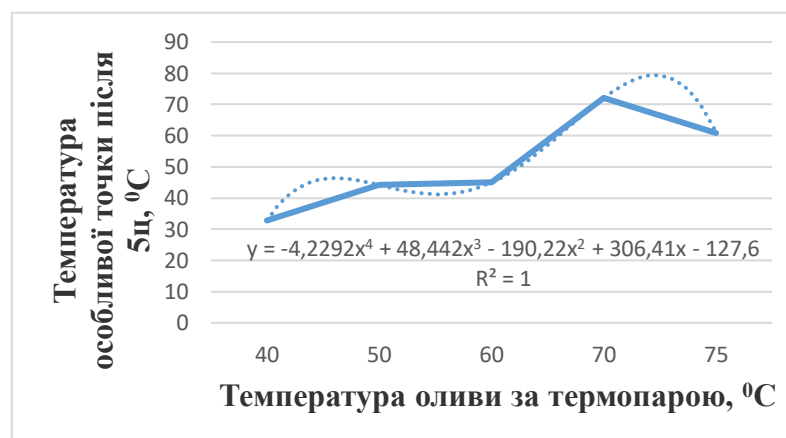


Рис. 5.42. Зміна особливої точки локальної температури з урахуванням попередньої кореляції після 5 циклів напрацювання.

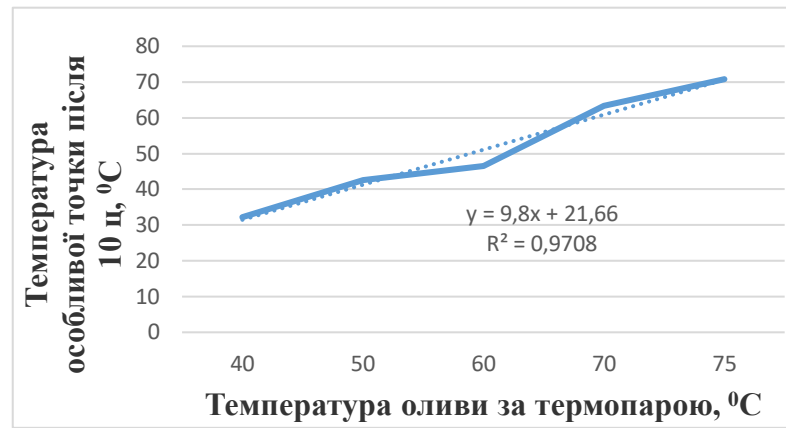


Рис. 5.43. Зміна особливої точки локальної температури з урахуванням попередньої кореляції після 10 циклів напрацювання.

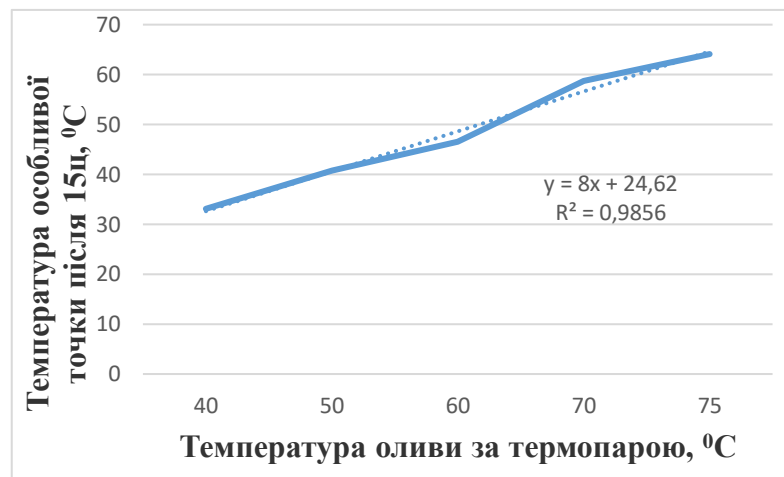


Рис. 5.44. Зміна особливої точки локальної температури з урахуванням попередньої кореляції після 15 циклів напрацювання.

Висновки до розділу 5.

1. Для неконформних вузлів ДВЗ, що працюють в нестационарних умовах тертя кочення з частковим проковзуванням 15% при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання, виявлені кращі результати для суміші сульфідної групи EP в концентрації 2,1% щодо: зміцнювання для випереджаючої поверхні до 200 МПа при напрацюванні від 1200 до 2400 циклів, для відстаючої поверхні - розміцнювання тільки до 100 МПа; мінімального тертя при мінімальній шорсткості 0,32 мкм зі зменшенням шляху припрацювання при середніх контактних напруженнях до 570МПа; забезпечення оптимальної несучої

здатності мастильних шарів за найбільшої швидкості зсуву до $4,4 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$; зменшення перевищення лінійного зносу при збільшенні контактних напружень до 680МПа для випереджаючої поверхні - від 15% до 9%, для відстаючої поверхні - від 49% до 16%; зменшення сумарного лінійного зносу - від 3,2 до 1,78 рази.

2. Для забезпечення стійкого режиму мащення неконформних вузлів ДВЗ, що працюють в нестационарних умовах тертя кочення з частковим проковзуванням при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання, дієвим засобом є модифікування моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 відповідною сумішшю сульфідної групи EP в концентрації 2,1%, що показала кращі результати щодо: підвищення градієнту швидкості зсуву на 11% та ефективної в'язкості на 10%; зменшення сумарної величини коефіцієнту 60%; збільшення негідродинамічної складової товщини мастильного шару товщини на 67% з поступовою її стабілізацією щодо екранування поверхні тертя (структурної пристосовуваності модифікованих шарів).

3. Для конформних вузлів ДВЗ, що працюють в нестационарних умовах тертя ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання, виявлені кращі результати суміші фулереноподібних структур C_{60} - C_{70} (СФС) в концентрації 2% щодо: полегшування проходження зсувних процесів, в середньому на 25%, у поверхневому шарі за високої швидкості зсуву; мінімального значення лінійного зносу, що становить 0,48 мкм, або на 25% меншу, ніж при застосуванні СФС з мінімальною концентрацією.

4. Для забезпечення стійкого режиму мащення конформних вузлів ДВЗ, що працюють в нестационарних умовах тертя ковзання при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання, дієвим засобом є модифікування моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 відповідною сумішшю СФС в концентрації 2%, що показала кращі результати щодо: збільшення негідродинамічної складової товщини мастильного шару товщини, майже у 2 рази, з поступовою її стабілізацією щодо екранування поверхні тертя (структурної пристосовуваності

модифікованих шарів); зменшення, майже у 2,4 рази, коефіцієнту тертя; зменшення, майже у 2,2 рази, лінійного зносу.

5. Встановлено синергізм комбінованого застосування модифікатора тертя EP з сумішшю СФС в оптимальній концентрації 2% в складі модифікованих моторно-трансмійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 та моторної оливи АРІАН Ультрагаз, яке визначається кращою структурною пристосовуваністю модифікованих та полімеризаційних шарів до екстремальних умов роботи при низькотемпературному запуску та прискореного і вчасного адаптування процесів самоорганізації і самовідновлення новоутворених самогенеруючих органічних плівок (СОП) з невідворотним припрацюванням.

6. Встановлено кореляційний взаємозв'язок між температурою в локальній зоні контакту і об'ємною температурою модифікованої оливи АРІАН Ультрагаз при збільшенні максимального контактного напруження з відповідним рознесенням кореляційних лінійних залежностей в бік високих температур в середньому на 15К, яке пов'язано з тим, що об'ємна температура оливи, не враховує швидкоплинні процеси щодо витрат частини роботи тертя в локальній зоні контакту. В умовах напрацювання до 15 циклів, встановлена висока термомеханічна стійкість модифікованої оливи АРІАН Ультрагаз в порівнянні зі штатною оливою, в середньому на $\Delta T = 23\text{K}$, що підтверджує кращу структурну пристосовуваність модифікованих шарів відповідної модифікованої оливи до екстремальних умов роботи.

РОЗДІЛ 6. МОДЕЛЮВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ФРИКЦІЙНОГО КОНТАКТУ, ТОВЩИНИ МАСТИЛЬНОГО ШАРУ ТА ІНТЕНСИВНОСТІ ЗНОШУВАННЯ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ

6.1. Вибір оптимальної математичної моделі напружено-деформованого стану фрикційного контакту з урахуванням форми контакту.

Під моделюванням напружено-деформованого стану контактних поверхонь за фактичної форми контакту в нашому дослідженні, розумітимемо побудову математичних моделей, представлених у вигляді математичних залежностей, що пов'язують вхідні та вихідні змінні об'єкту випробувань – процесів тертя та інтенсивності зношування в локальній зоні контакту за зміною еліптичності форми контакту k за рахунок зміни відношення радіусів кривин β контактних поверхонь тертя, які знаходяться в напружено-деформованому стані. Відповідно, будемо припускати, що для об'єкту дослідження має місце причинно – наслідковий зв'язок, що має односпрямований характер, тобто, зміна причини (вхідних змінних) завжди призводить до зміни наслідків (вихідних змінних).

Розроблення математичних моделей напружено-деформованого стану в зоні фрикційного контакту за зміною форми контакту, проводився методами нелінійної множинної регресії, що дозволив створювати складні математичні моделі, які враховують нелінійні залежності між вхідними та вихідними змінними. Метод нелінійної множинної регресії базується на ідеї того, що залежність між вхідними та вихідними змінними може бути виражена як функція, що складається з лінійних та нелінійних компонентів.

При застосуванні методу нелінійної множинної регресії спочатку проводились експериментальні дослідження напружено-деформованого стану по фактичній формі контакту, а саме, була розглянута оцінка зміни форми

контакту за контактено-механічним аспектом (див. підрозділ 4.1), під час якої, збиралися дані про вхідні та вихідні параметри.

Побудова відповідної моделі дозволила оцінювати та прогнозувати довговічність неконформних вузлів тертя, що знаходяться в напружено-деформованому стані фрикційного контакту, яке характерне для реальних контактів в екстремальних умовах роботи.

Метод нелінійної множинної регресії дозволяє враховувати складні залежності між параметрами, швидкоплинність та неоднакову чутливість процесів до змін різних параметрів.

Основні етапи побудови множинної нелінійної регресії були наступні:

1. Відбір даних: спочатку необхідно було зібрати дані про вхідні та вихідні параметри напружено-деформованого стану матеріалів поверхонь тертя. Дані були відібрані згідно експериментально-розрахункових досліджень та сталих вхідних параметрів, представлених в підрозділі 4.1 (див. розділ 4).

2. Вибір моделі: наступним кроком було вибрано математичну модель, яка найкращим чином відображає залежність між вхідними та вихідними параметрами.

3. Оцінка параметрів: наступним кроком була проведена оцінка параметрів моделі для того, щоб знайти значення параметрів моделі, які дають найкращу відповідність між прогнозованими та спостережуваними значеннями вихідних параметрів.

4. Перевірка моделі: після оцінки параметрів моделі були перевірені її точність та адекватність. Для цього використовувалися різні метрики оцінки, такі як: середня квадратична помилка (*Mean Squared Error*) та коефіцієнт детермінації (*Coefficient of Determination*).

5. Застосування моделі: після перевірки моделі, її використовували для прогнозування значень вихідних параметрів в залежності від вхідних параметрів або для оптимізації параметрів процесу та виявлення факторів, які найбільше впливають на вихідні параметри.

Згідно наявних даних n спостережень за сумісними змінними двох параметрів x і y $\{(x_i, y_i), i=1,2,\dots,n\}$, необхідно було визначити математичну залежність $\hat{y}=f(x)$, яка найкраще описує дані експериментально-розрахункових спостережень.

Регресійний аналіз заснований на методі найменших квадратів, який вимагає, щоб сума квадратів відхилень експериментальних значень від розрахованих за приблизною залежністю, була мінімальною. Оскільки, дослідження впливу форми контакту проводились за допомогою відношення радіусів кривин точкового контакту β та параметру еліптичності k (див. підрозділ 4.1, розділ 4), які мають нелінійний характер, за основу був взятий метод нелінійної множинної регресії.

Умовою для багатofакторної залежності було наступне:

$$\sum_{i=1}^n (y_i^* - f(x_{i1}^*, x_{i2}^*, \dots, x_{im}^*))^2 \rightarrow \min, \quad (6.1)$$

де x_{ij}^* – i -е експериментальне значення j -го фактору;

y_i^* – i -е експериментальне значення відгуку або вихідного параметру;

$f(x_{i1}^*, x_{i2}^*, \dots, x_{im}^*)$ – i -е розрахункове значення;

m – кількість факторів;

n – загальна кількість експериментальних значень.

Для проведення регресійного аналізу була запропонована технологія, що складається з чотирьох етапів:

1. Для однофакторних моделей була побудована система координат, за абсцисою робилося масштабування для фактору x , за ординатою – для відгуку y . У прийнятій системі координат розміщувалися експериментальні точки, за характером розміщення яких робилося припущення про вид залежності $y = f(x)$. Для багатofакторних моделей цей пункт не виконувався.

2. Проводився кореляційний аналіз. Якщо передбачалось наявність лінійної залежності і нормальність розподілу фактору та відгуку для оцінки

тісноти зв'язку між змінними, то використовувався *коефіцієнт лінійної кореляції*, що обчислювався за формулою:

$$r_{xy} = \frac{m_{1xy}^* - m_{1x}^* \cdot m_{1y}^*}{\sigma_x^* \cdot \sigma_y^*}. \quad (6.2)$$

У формулі (6.2) оцінки математичних очікувань, змінні x , y та їх похідні обчислювались за наступними формулами:

$$\begin{aligned} m_{1x}^* &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i; \\ m_{1y}^* &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i; \\ m_{1xy}^* &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i. \end{aligned} \quad (6.3)$$

Оцінка інших математичних очікувань необхідні були для обчислення середніх квадратичних відхилень. Для цього використовувалися такі формули:

$$\begin{aligned} m_{2x}^* &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i^2; \\ m_{2y}^* &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2; \end{aligned} \quad (6.4)$$

$$\begin{aligned} \sigma_x^* &= m_{2x}^* - m_{1x}^{*2}; \\ \sigma_y^* &= m_{2y}^* - m_{1y}^{*2}. \end{aligned} \quad (6.5)$$

Якщо коефіцієнт лінійної кореляції був близький до 1 , то кореляційний зв'язок між змінними вважався позитивним. Якщо коефіцієнт лінійної кореляції був близький до *мінус* 1 , то кореляційний зв'язок між змінними вважався негативним. Якщо коефіцієнт лінійної кореляції був близький до 0 , то між змінними вважався слабкий кореляційний зв'язок. Для незалежних змінних, коефіцієнт лінійної кореляції дорівнював нулю.

Для оцінки суттєвості коефіцієнту лінійної кореляції між випадковими змінними, використовувався критерій Стюдента за умови, що розподіл цих випадкових величин підпорядковувався нормальному закону і, що вони мають спільний двовимірний нормальний розподіл.

Якщо значення коефіцієнту лінійної кореляції, обчислений згідно (6.2), за абсолютною величиною був не менше 0,8, то можна було очікувати наявності між змінними лінійної залежності. Якщо значення коефіцієнта лінійної кореляції за абсолютною величиною був менший за 0,8, то була зроблена спроба використовувати порівняно нескладні функції залежності від факторів.

Після обчислення коефіцієнту лінійної кореляції для простих факторів, вибиралися функції, в яких коефіцієнт лінійної кореляції за відгуком мав найбільше значення. Таким чином, вибирався вид регресійної залежності між змінними.

Моделювання напружено-деформованого стану в зоні фрикційного контакту з урахуванням впливу еліптичності, спостерігалось на основі результатів експериментально-розрахункових досліджень впливу фактичної форми контакту (β і k) на рівень максимальних контактних напружень σ_{max} , максимальних дотичних напружень τ_{max} , деформацій δ та положення локалізації максимальних дотичних напружень за глибиною Z та за напрямом кочення X при збільшенні навантаження F (див. підрозділ 4.1, розділ 4).

Таким чином, розглядалася побудова наступних моделей:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{max} &= f(\beta, F, k) \\
 \delta &= f(\beta, F, k) \\
 \tau_{max} &= f(\beta, F, k) \\
 Z &= f(\beta, F, k) \\
 X &= f(\beta, F, k).
 \end{aligned}
 \tag{6.6}$$

де β - відношення радіусів кривин;

k – параметр еліптичності;

F – контактне навантаження, Н;

Проведений аналіз даних показав тісний зв'язок між факторами β та k (коефіцієнт кореляції дорівнює 0.989769). Але, оскільки дослідження стосувалось впливу зміни форми контакту на контактні-механічні аспекти, то відповідна оцінка була суттєвою.

Таким чином, моделювання було розбито на 2 частини:

1. вибір функції степеневі нелінійної регресії дозволив знайти апроксимуючу залежність k від β та отримати відповідні коефіцієнти:

$$k = f(\beta) \quad (6.7)$$

Якщо нелінійність між змінними була порівняно невисока, то для апроксимації використовувались математичні залежності, які нескладними перетвореннями, наприклад, логарифмуванням, можна було їх звести до лінійних:

$$y = a_0 x^{a_1}; y = b_0 b_1^x; y = c_0 e^{c_1 x}. \quad (6.8)$$

За допомогою логарифмування, були отримані математичні залежності, за якими, використовуючи заміну змінних, було отримано відповідні лінійні форми запису:

$$y = a_0 x^{a_1}; y = b_0 b_1^x; y = c_0 e^{c_1 x}. \quad (6.9)$$

$$\begin{array}{lll} \ln y = \ln a_0 + a_1 \ln x & \ln y = \ln b_0 + \ln b_1 x & \ln y = \ln c_0 + c_1 x \\ y' = \ln y & y' = \ln y & y' = \ln y \\ b_0' = \ln a_0 & b_0' = \ln b_0 & b_0' = \ln c_0 \\ b_1' = a_1 \ln x & b_1 = \ln b_1 x & b_1' = c_1 x \end{array} \quad (6.10)$$

Після подальших перетворень, визначали лінійну регресію в загальному вигляді:

$$y = b_0 + b_1 \cdot x. \quad (6.11)$$

2. за степеневими багатофакторними моделями визначався вплив інших факторів на форму контакту:

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_{max} = f(\beta, F) \\ \delta = f(\beta, F) \\ \tau_{max} = f(\beta, F) \\ Z = f(\beta, F) \\ X = f(\beta, F) \end{array} \right\} \otimes k = f(\beta) \quad (6.12)$$

В основі оцінки параметрів лінійної регресії лежить метод найменших квадратів (МНК) – метод оцінювання параметрів лінійної регресії, що мінімізує суму квадратів відхилень спостережень залежної змінної від лінійної функції, що визначався за наступним рівнянням:

$$Q(a, b) = \sum_{i=1}^n e_i^2 = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 = \sum_{i=1}^n (y_i - a - bx_i)^2 \rightarrow \min \quad (6.13)$$

Для аналізу загальної якості отриманого рівняння регресії на кількісному рівні, був використаний коефіцієнт детермінації $R^2 = 0.9163$, який розраховувався за наступною формулою:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum (y_i - \bar{y})^2}{\sum (y_i - \bar{y})^2}. \quad (6.14)$$

У чисельнику дробу, що віднімається від одиниці, стоїть сума квадратів відхилень (СКВ) вибірових значень залежної змінної від теоретичних значень, знайдених за допомогою рівняння регресії $\hat{y}_i = a + bx_i$. У знаменнику – СКВ спостережень, залежною змінною від середнього значення.

Точнішим є значення коефіцієнта детермінації з поправкою на число ступенів свободи.

Розділивши кожне СКВ на своє число ступенів свободи, отримаємо *середній квадрат відхилень* або *дисперсію за один ступінь свободи*:

- дисперсію, що характеризує загальне розсіювання – $S_y^2 = \frac{\sum(y-\bar{y})^2}{n-1}$;

- залишкову дисперсію – $S^2 = \frac{\sum(y-\hat{y})^2}{n-t-1}$,

де t – число незалежних (визначаючих) змінних, у разі парної регресії $t = 1$ і формула прийме наступного вигляду:

$$S^2 = \frac{\sum(y - \hat{y})^2}{n - 2}. \quad (6.15)$$

Враховуючи наведені вище позначення, формула коефіцієнта детермінації з поправкою на число ступенів свободи, матиме наступний вигляд:

$$R^2 = 1 - \frac{S^2}{S_y^2}. \quad (6.16)$$

Близькість коефіцієнту детермінації до +1 свідчить про те, що існує статистично значущий лінійний зв'язок між змінними, а рівняння має гарну якість.

Близькість R^2 до 0 говорить про те, що горизонтальна пряма $y = \bar{y}$ є найкращою порівняно зі знайденою регресійною прямою.

Оцінка значущості рівня регресії оцінювалось також за допомогою F -критерію Фішера. При цьому висувалась нульова гіпотеза про те, що всі коефіцієнти регресії, за винятком вільного члену, дорівнюватиме нулю і, відповідно, фактор x не надаватиме впливу на результат y ($N_0: (R^2 = 0)$ або $(b = 0)$).

Величина F -критерію, пов'язана з коефіцієнтом детермінації. У разі множинної регресії:

$$F = \frac{R^2(n - m - 1)}{(1 - R^2)m}, \quad (6.17)$$

де m – число незалежних змінних.

При визначенні табличного значення F -критерію, задавався рівень значущості (зазвичай - 0,05 або 0,01) та два ступеня свободи: $F_{\text{крит.}}(m; n - m - 1)$ – у випадку множинної регресії.

Якщо $F_{\text{розр.}} \geq F_{\text{табл.}}$, то N_0 відхиляється і робиться висновок про значущість статичного зв'язку між y та x .

Якщо $F_{\text{розр.}} < F_{\text{табл.}}$, то вірогідність рівняння регресії вважається статично незначущим і N_0 не відхиляється.

6.2. Моделювання напружено-деформованого стану в зоні фрикційного контакту тертя.

6.2.1. Апробація оцінки максимальних контактних напружень та деформацій в зоні фрикційного контакту тертя.

Розглянемо залежність між параметрами форми контакту β та k та отримаємо математичну модель для виразу 2.6, представленого в підрозділі 2.3.1 (див. розділ 2). Застосувавши розглянуті вище положення, визначимо тип моделі для проведення математичного моделювання. Найбільш точно описує вихідні параметри - однофакторна нелінійна модель, загальна сигнатура якої, представлена нижче:

$$y = a_0 \cdot x^{a_1}. \quad (6.18)$$

В результаті проведених обчислень за експериментально-розрахунковими даними (див. підрозділ 4.1, розділ 4), була отримана наступна модель, результати якої були занесені в таблицю 6.1:

$$k = 1.0166 \cdot \beta^{0.64} \quad (6.19)$$

Отримана модель добре корелюється з формулою 3.21, визначеною за спрощеним розрахунком форми контакту (див. підрозділ 3.2, розділ 3), з похибкою не більше 0,3%.

Таблиця 6.1. Результати моделювання залежності $k = f(\beta)$.

| № | β | k | σ , МПа | За моделлю | Похибка |
|----|---------|--------|----------------|------------|---------|
| 1 | 1 | 1.0000 | 588.5181 | 586.7401 | 0.30% |
| 2 | 2 | 1.5858 | 476.1819 | 477.5183 | 0.28% |
| 3 | 3 | 2.0720 | 423.8578 | 425.0306 | 0.28% |
| 4 | 4 | 2.5007 | 391.8487 | 392.4928 | 0.16% |
| 5 | 6 | 3.2505 | 352.7688 | 352.5635 | 0.06% |
| 6 | 8 | 3.9065 | 328.6285 | 328.0089 | 0.19% |
| 7 | 10 | 4.4994 | 311.6201 | 310.8535 | 0.25% |
| 8 | 15 | 5.7996 | 283.9403 | 283.3962 | 0.19% |
| 9 | 20 | 6.9287 | 266.4292 | 266.4417 | 0.00% |
| 10 | 25 | 7.9440 | 253.8789 | 254.5454 | 0.26% |

На графічній інтерпретації (рис. 6.1), представлено відображення динаміки зміни k в залежності від β .

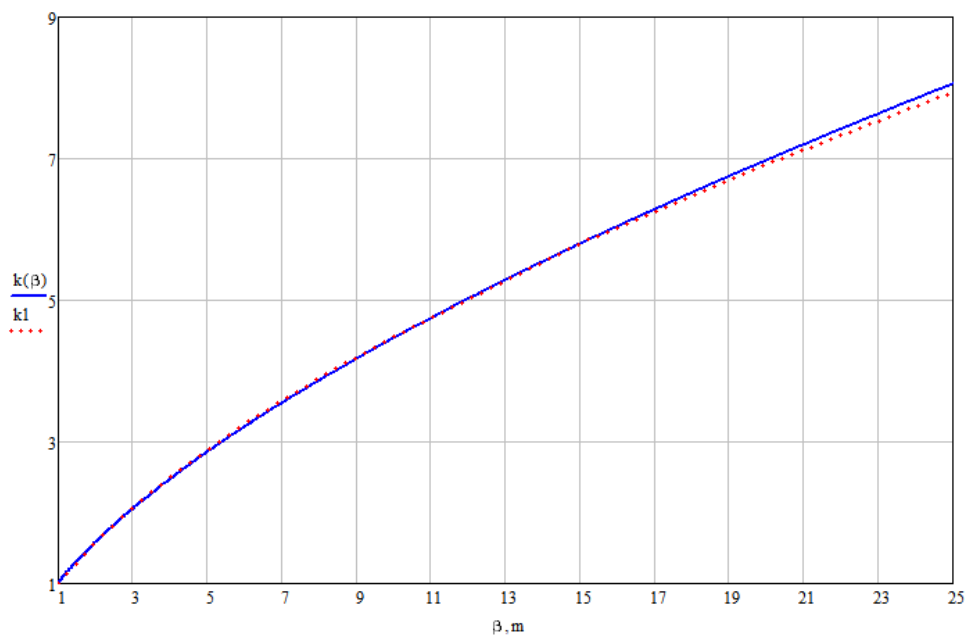


Рис. 6.1. Графічна інтерпретація динаміки зміни k в залежності від β .

Наступним етапом, були побудовані багатofакторні нелінійні моделі для досліджуваних вихідних параметрів.

Загальна сигнатура формули, що описує оцінку максимальних контактних напружень σ_{max} з урахуванням зміни фактичної форми контакту в зоні фрикційного контакту (таблиця 6.2) при збільшенні навантаження F , прийняла наступного вигляду:

$$\sigma_{max} = 282.9272 \cdot \beta^{-0.9013} \cdot F^{\frac{1}{3}} \cdot k. \quad (6.20)$$

Таблиця 6.2. Результати моделювання впливу форми контакту на максимальні контактні напруження σ_{max} при збільшенні навантаження F .

| № | β | $F, Н$ | k | $\sigma_{max}, МПа$ | За моделлю | Похибка |
|----|---------|--------|--------|---------------------|------------|---------|
| 1 | 1 | 7.78 | 1.0000 | 588.5181 | 0.3290 | 3.16% |
| 2 | 2 | 7.78 | 1.5858 | 476.1819 | 0.2831 | 0.08% |
| 3 | 3 | 7.78 | 2.0720 | 423.8578 | 0.2593 | 1.25% |
| 4 | 4 | 7.78 | 2.5007 | 391.8487 | 0.2436 | 1.69% |
| 5 | 6 | 7.78 | 3.2505 | 352.7688 | 0.2232 | 1.72% |
| 6 | 8 | 7.78 | 3.9065 | 328.6285 | 0.2097 | 1.38% |
| 7 | 10 | 7.78 | 4.4994 | 311.6201 | 0.1998 | 0.93% |
| 8 | 15 | 7.78 | 5.7996 | 283.9403 | 0.1830 | 0.24% |
| 9 | 20 | 7.78 | 6.9287 | 266.4292 | 0.1719 | 1.30% |
| 10 | 25 | 7.78 | 7.9440 | 253.8789 | 0.1638 | 2.22% |
| 11 | 1 | 46.68 | 1.0000 | 1069.4083 | 0.5978 | 3.16% |
| 12 | 2 | 46.68 | 1.5858 | 865.2800 | 0.5144 | 0.08% |
| 13 | 3 | 46.68 | 2.0720 | 770.2007 | 0.4712 | 1.25% |
| 14 | 4 | 46.68 | 2.5007 | 712.0363 | 0.4427 | 1.69% |
| 15 | 6 | 46.68 | 3.2505 | 641.0235 | 0.4055 | 1.72% |
| 16 | 8 | 46.68 | 3.9065 | 597.1576 | 0.3810 | 1.38% |
| 17 | 10 | 46.68 | 4.4994 | 566.2512 | 0.3630 | 0.93% |
| 18 | 15 | 46.68 | 5.7996 | 515.9538 | 0.3325 | 0.24% |
| 19 | 20 | 46.68 | 6.9287 | 484.1341 | 0.3124 | 1.30% |
| 20 | 25 | 46.68 | 7.9440 | 461.3287 | 0.2977 | 2.22% |

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 128189.7$; $F_{табл.} = 3.0984$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень, які розраховані за моделлю, з похибкою не більше 3,16%.

На рис. 6.2 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки максимальних контактних напружень σ_{max} з урахуванням зміни фактичної форми контакту тертя при збільшенні навантаження F .

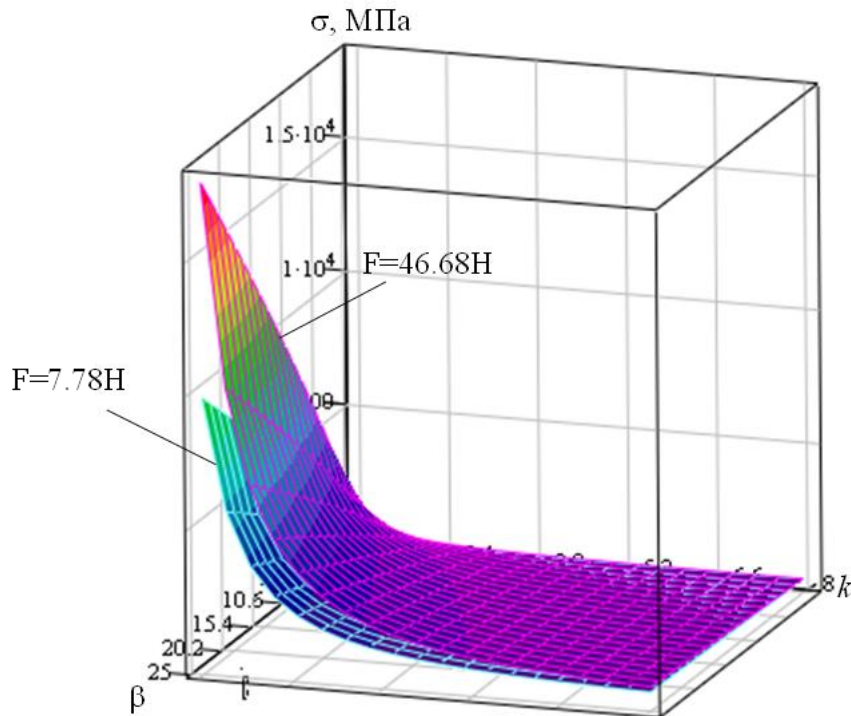


Рис. 6.2. Модель оцінки максимальних контактних напружень σ_{max} з урахуванням зміни фактичної форми контакту в зоні фрикційного контакту тертя при збільшенні навантаження F ($F = 7.78H$ та $F = 46.68H$).

Результати моделювання підтвердили, що збільшення еліптичності зони контакту (k або β) зменшує рівень максимальних контактних напружень σ_{max} , яке пов'язано з рівномірним розподіленням тиску у новоутвореній більш витягнутій зоні вздовж великій вісі еліптичного контакту. Причому, згідно результатів моделювання (див. формулу 6.20), збільшення еліптичності k або відношення радіусів кривин β в межах зміни форми еліптичного контакту від колового ($k = 1$; $\beta = 1$) до майже лінійного контакту ($k = 8$; $\beta = 25$), призводить до зменшення

максимальних контактних напружень σ_{max} приблизно на 90% при всіх рівних умовах контактування. Підвищення контактного навантаження F призводить до збільшення максимальних контактних напружень σ_{max} , але не впливає на характер зменшення контактних напружень при збільшенні еліптичності контакту.

Таким чином, відповідна модель дозволяє виявити рівень максимальних контактних напружень з урахуванням зміни фактичної форми контакту в зоні фрикційного контакту при збільшенні контактного навантаження і, таким чином, врахувати контактні-механічні аспекти підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи.

Загальна сигнатура формули, що описує оцінку деформацій δ з урахуванням зміни фактичної форми контакту (таблиця 6.3) при збільшенні навантаження F , прийняла наступного вигляду:

$$\delta = 0.1633 \cdot \beta^{-0.8597} \cdot F^{\frac{1}{3}} \cdot k. \quad (6.21)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 4,07e^{+11}$; $F_{табл.} = 3.0984$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень, які розраховані за моделлю з похибкою не більше 3,22%.

На рис. 6.3 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки деформацій δ з урахуванням зміни фактичної форми контакту при збільшенні навантаження F .

Результати моделювання підтвердили, що збільшення еліптичності контакту (k або β) зменшує рівень деформацій δ , яке пов'язано з рівномірним розподіленням тиску у новоутвореній більш витягнутій зоні вздовж великій вісі еліптичного контакту. Причому, згідно результатів моделювання (див. формулу 6.21), збільшення еліптичності k або відношення радіусів кривин β в межах зміни форми еліптичного контакту від колового ($k = 1$; $\beta = 1$) до майже лінійного контакту ($k = 8$; $\beta = 25$), призводить до зменшення деформацій δ приблизно на

86% при всіх рівних умовах контактування. Підвищення контактного навантаження F призводить до збільшення деформацій δ , але не впливає на характер зменшення деформацій при збільшенні еліптичності контакту.

Таблиця 6.3. Результати моделювання впливу форми контакту на деформації δ при збільшенні навантаження F .

| № | β | F, H | k | $\delta, \text{мкм}$ | За моделлю | Похибка |
|----|---------|--------|--------|----------------------|------------|---------|
| 1 | 1 | 7.78 | 1.0000 | 0.3187 | 0.3290 | 3.22% |
| 2 | 2 | 7.78 | 1.5858 | 0.2850 | 0.2831 | 0.66% |
| 3 | 3 | 7.78 | 2.0720 | 0.2629 | 0.2593 | 1.37% |
| 4 | 4 | 7.78 | 2.5007 | 0.2473 | 0.2436 | 1.48% |
| 5 | 6 | 7.78 | 3.2505 | 0.2260 | 0.2232 | 1.25% |
| 6 | 8 | 7.78 | 3.9065 | 0.2115 | 0.2097 | 0.88% |
| 7 | 10 | 7.78 | 4.4994 | 0.2008 | 0.1998 | 0.51% |
| 8 | 15 | 7.78 | 5.7996 | 0.1824 | 0.1830 | 0.33% |
| 9 | 20 | 7.78 | 6.9287 | 0.1701 | 0.1719 | 1.05% |
| 10 | 25 | 7.78 | 7.9440 | 0.1611 | 0.1638 | 1.66% |
| 11 | 1 | 46.68 | 1.0000 | 0.5791 | 0.5978 | 3.22% |
| 12 | 2 | 46.68 | 1.5858 | 0.5179 | 0.5144 | 0.66% |
| 13 | 3 | 46.68 | 2.0720 | 0.4777 | 0.4712 | 1.37% |
| 14 | 4 | 46.68 | 2.5007 | 0.4494 | 0.4427 | 1.48% |
| 15 | 6 | 46.68 | 3.2505 | 0.4106 | 0.4055 | 1.25% |
| 16 | 8 | 46.68 | 3.9065 | 0.3844 | 0.3810 | 0.88% |
| 17 | 10 | 46.68 | 4.4994 | 0.3649 | 0.3630 | 0.51% |
| 18 | 15 | 46.68 | 5.7996 | 0.3314 | 0.3325 | 0.33% |
| 19 | 20 | 46.68 | 6.9287 | 0.3092 | 0.3124 | 1.05% |
| 20 | 25 | 46.68 | 7.9440 | 0.2928 | 0.2977 | 1.66% |

Таким чином, відповідна модель дозволяє виявити рівень деформацій з урахуванням зміни фактичної форми контакту при збільшенні контактного навантаження i , таким чином, врахувати контактні-механічні аспекти для підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи.

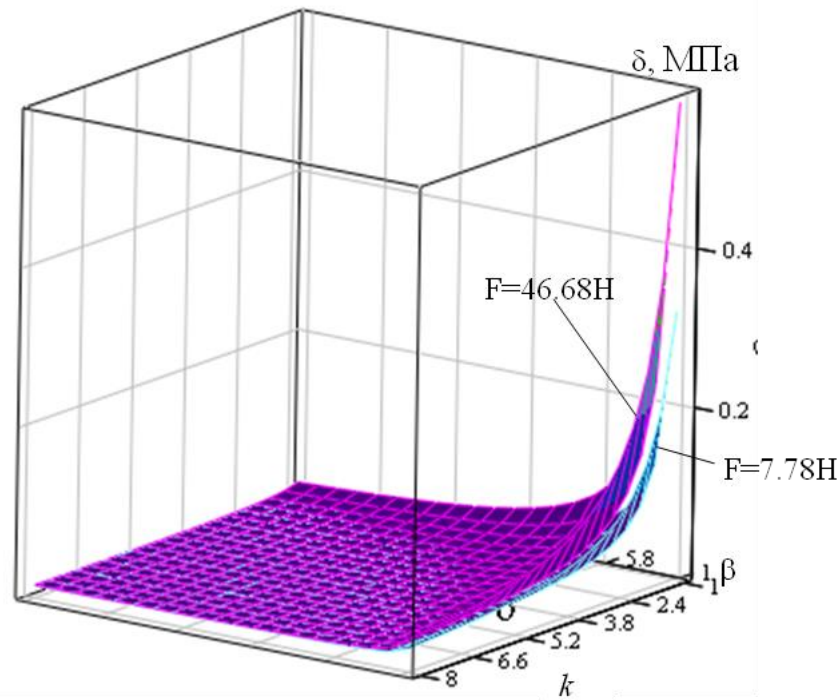


Рис. 6.3. Модель оцінки деформацій δ з урахуванням зміни фактичної форми контакту в зоні фрикційного контакту тертя при збільшенні навантаження F ($F = 7.78H$ та $=46.68H$).

6.2.2. Апробація оцінки максимальних дотичних напружень та положення їх локалізації в підповерхневій зоні фрикційного контакту тертя.

Загальна сигнатура формули, що описує оцінку максимальних дотичних напружень τ_{max} з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя (таблиця 6.4) при збільшенні навантаження F , прийняла наступного вигляду:

$$\tau_{max} = 61.5671 \cdot \beta^{-0.8528} \cdot F^{\frac{1}{3}} \cdot k. \quad (6.22)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 2,56e^{+7}$, а $F_{табл.} = 3.0984$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень, які розраховані за моделлю з похибкою не більше 0,27%.

Таблиця 6.4. Результати моделювання впливу форми контакту на максимальні дотичні напруження τ_{max} при збільшенні навантаження F .

| № | β | $F, Н$ | k | $\tau_{max}, МПа$ | За моделлю | Похибка |
|----|---------|--------|--------|-------------------|------------|---------|
| 1 | 1 | 7.78 | 1.0000 | 123.9787 | 124.0212 | 0.03% |
| 2 | 2 | 7.78 | 1.5858 | 107.5393 | 107.2450 | 0.27% |
| 3 | 3 | 7.78 | 2.0720 | 98.5576 | 98.5042 | 0.05% |
| 4 | 4 | 7.78 | 2.5007 | 92.6585 | 92.7381 | 0.09% |
| 5 | 6 | 7.78 | 3.2505 | 85.0268 | 85.1796 | 0.18% |
| 6 | 8 | 7.78 | 3.9065 | 80.0601 | 80.1935 | 0.17% |
| 7 | 10 | 7.78 | 4.4994 | 76.4338 | 76.5278 | 0.12% |
| 8 | 15 | 7.78 | 5.7996 | 70.2881 | 70.2906 | 0.00% |
| 9 | 20 | 7.78 | 6.9287 | 66.2373 | 66.1760 | 0.09% |
| 10 | 25 | 7.78 | 7.9440 | 63.2594 | 63.1510 | 0.17% |
| 11 | 1 | 46.68 | 1.0000 | 225.2842 | 225.3615 | 0.03% |
| 12 | 2 | 46.68 | 1.5858 | 195.4119 | 194.8771 | 0.27% |
| 13 | 3 | 46.68 | 2.0720 | 179.0911 | 178.9940 | 0.05% |
| 14 | 4 | 46.68 | 2.5007 | 168.3717 | 168.5162 | 0.09% |
| 15 | 6 | 46.68 | 3.2505 | 154.5040 | 154.7817 | 0.18% |
| 16 | 8 | 46.68 | 3.9065 | 145.4789 | 145.7212 | 0.17% |
| 17 | 10 | 46.68 | 4.4994 | 138.8895 | 139.0602 | 0.12% |
| 18 | 15 | 46.68 | 5.7996 | 127.7220 | 127.7264 | 0.00% |
| 19 | 20 | 46.68 | 6.9287 | 120.3612 | 120.2497 | 0.09% |
| 20 | 25 | 46.68 | 7.9440 | 114.9500 | 114.7531 | 0.17% |

На рис. 6.4 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки максимальних дотичних напружень τ_{max} з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя при збільшенні навантаження F .

Загальна сигнатура формули, що описує оцінку положення локалізації максимальних дотичних напружень за глибиною Z з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя (таблиця 6.5) при збільшенні навантаження F , прийняла наступного вигляду:

$$z = 21.7169 \cdot \beta^{-0.8646} \cdot F^{\frac{1}{3}} \cdot k. \quad (6.23)$$

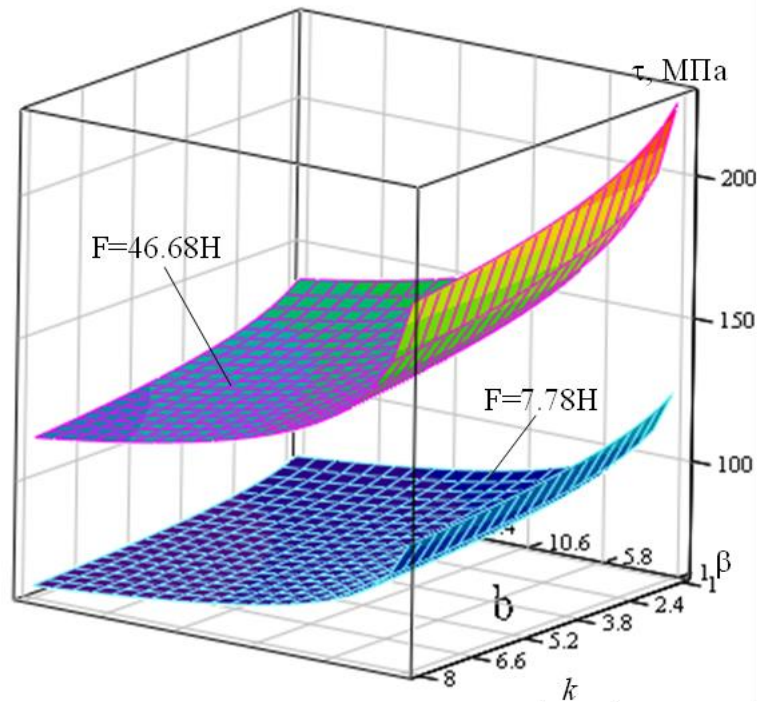


Рис. 6.4. Модель оцінки максимальних дотичних напружень τ_{max} з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя при збільшенні навантаження F ($F = 7.78H$ та $F=46.68H$).

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 2,11e^{+8}$, а $F_{табл.} = 3.0984$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень, які розраховані за моделлю з похибкою не більше 0,41%.

На рис. 6.5 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки положення локалізації максимальних дотичних напружень за глибиною Z з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя при збільшенні навантаження F .

Загальна сигнатура формули, що описує оцінку положення локалізації максимальних дотичних напружень за напрямом кочення X з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя (таблиця 6.6) при збільшенні навантаження F , прийняла наступного вигляду:

$$x = 33.6867 \cdot \beta^{-0.828827} \cdot F^{\frac{1}{3}} \cdot k. \quad (6.24)$$

Таблиця 6.5. Результати моделювання впливу форми контакту на положення локалізації максимальних дотичних напружень за глибиною Z при збільшенні навантаження F .

| № | β | $F, Н$ | k | $Z, мкм$ | За моделлю | Похибка |
|----|---------|--------|--------|----------|------------|---------|
| 1 | 1 | 7.78 | 1.0000 | 43.7621 | 43.7467 | 0.04% |
| 2 | 2 | 7.78 | 1.5858 | 37.5961 | 37.5209 | 0.20% |
| 3 | 3 | 7.78 | 2.0720 | 34.3379 | 34.2983 | 0.12% |
| 4 | 4 | 7.78 | 2.5007 | 32.1817 | 32.1811 | 0.00% |
| 5 | 6 | 7.78 | 3.2505 | 29.3653 | 29.4172 | 0.18% |
| 6 | 8 | 7.78 | 3.9065 | 27.5281 | 27.6013 | 0.27% |
| 7 | 10 | 7.78 | 4.4994 | 26.1955 | 26.2704 | 0.29% |
| 8 | 15 | 7.78 | 5.7996 | 23.9781 | 24.0141 | 0.15% |
| 9 | 20 | 7.78 | 6.9287 | 22.5568 | 22.5317 | 0.11% |
| 10 | 25 | 7.78 | 7.9440 | 21.5340 | 21.4452 | 0.41% |
| 11 | 1 | 46.68 | 1.0000 | 79.5211 | 79.4929 | 0.04% |
| 12 | 2 | 46.68 | 1.5858 | 68.3166 | 68.1800 | 0.20% |
| 13 | 3 | 46.68 | 2.0720 | 62.3962 | 62.3242 | 0.12% |
| 14 | 4 | 46.68 | 2.5007 | 58.4781 | 58.4770 | 0.00% |
| 15 | 6 | 46.68 | 3.2505 | 53.3603 | 53.4546 | 0.18% |
| 16 | 8 | 46.68 | 3.9065 | 50.0219 | 50.1549 | 0.27% |
| 17 | 10 | 46.68 | 4.4994 | 47.6004 | 47.7364 | 0.29% |
| 18 | 15 | 46.68 | 5.7996 | 43.5711 | 43.6365 | 0.15% |
| 19 | 20 | 46.68 | 6.9287 | 40.9885 | 40.9429 | 0.11% |
| 20 | 25 | 46.68 | 7.9440 | 39.1300 | 38.9686 | 0.41% |

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 7,41e^{+8}$, а $F_{табл.} = 3.0984$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень, які розраховані за моделлю з похибкою не більше 0,73%.

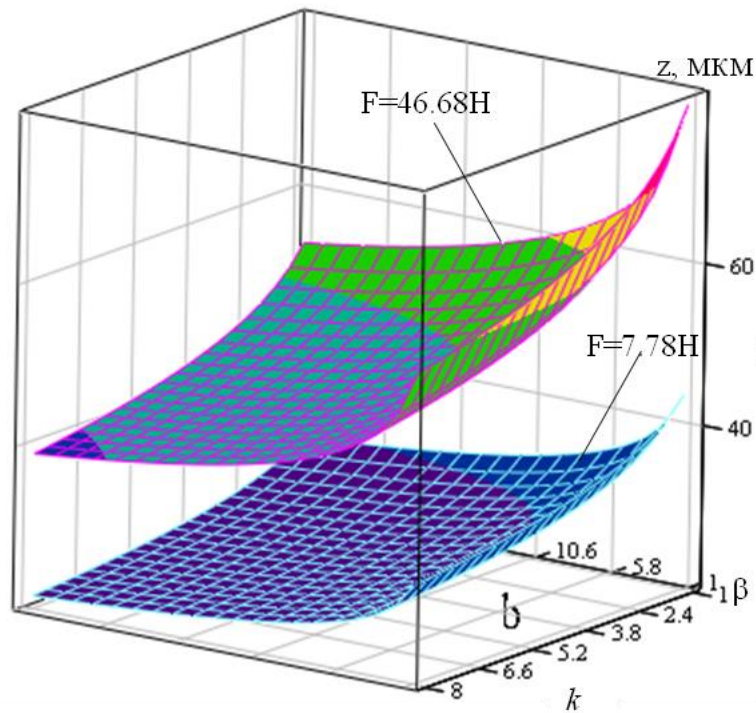


Рис. 6.5. Модель оцінки положення локалізації максимальних дотичних напружень за глибиною Z з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя при збільшенні навантаження F ($F = 7.78H$ та $F=46.68H$).

На рис. 6.6 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки положення локалізації максимальних дотичних напружень за напрямом кочення X з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя при збільшенні навантаження F .

Результати моделювання підтвердили, що збільшення еліптичності k або відношення радіусів кривин β в межах зміни форми еліптичного контакту від колового ($k = 1; \beta = 1$) до майже лінійного контакту ($k = 8; \beta = 25$), які характерні для всіх видів кулькових і діжкоподібних підшипників кочення, зменшує рівень максимальних дотичних напружень τ_{max} приблизно на 85%, положення локалізації максимальних дотичних напружень в площині XZ в підповерхневій локальній зоні фрикційного контакту: за глибиною Z – на 86%; за напрямом кочення X – на 83% відповідно (див. формулу 6.22 – 6.24), що пов'язано з

рівномірним розподіленням тиску у новоутвореній більш витягнутій зоні вздовж великій вісі еліптичного контакту (за напрямом кочення).

Таблиця 6.6. Результати моделювання впливу форми контакту на положення локалізації максимальних дотичних напружень за напрямом кочення X при збільшенні навантаження F .

| № | β | F, H | k | $X, мкм$ | За моделлю | Похибка |
|----|---------|--------|--------|----------|------------|---------|
| 1 | 1 | 7.78 | 1.0000 | 67.3691 | 67.8587 | 0.73% |
| 2 | 2 | 7.78 | 1.5858 | 59.6694 | 59.6626 | 0.01% |
| 3 | 3 | 7.78 | 2.0720 | 55.4925 | 55.3352 | 0.28% |
| 4 | 4 | 7.78 | 2.5007 | 52.6567 | 52.4565 | 0.38% |
| 5 | 6 | 7.78 | 3.2505 | 48.8400 | 48.6517 | 0.39% |
| 6 | 8 | 7.78 | 3.9065 | 46.2638 | 46.1207 | 0.31% |
| 7 | 10 | 7.78 | 4.4994 | 44.3412 | 44.2486 | 0.21% |
| 8 | 15 | 7.78 | 5.7996 | 41.0168 | 41.0392 | 0.05% |
| 9 | 20 | 7.78 | 6.9287 | 38.7892 | 38.9042 | 0.30% |
| 10 | 25 | 7.78 | 7.9440 | 37.1364 | 37.3250 | 0.51% |
| 11 | 1 | 46.68 | 1.0000 | 122.4178 | 123.3074 | 0.73% |
| 12 | 2 | 46.68 | 1.5858 | 108.4265 | 108.4142 | 0.01% |
| 13 | 3 | 46.68 | 2.0720 | 100.8367 | 100.5507 | 0.28% |
| 14 | 4 | 46.68 | 2.5007 | 95.6835 | 95.3198 | 0.38% |
| 15 | 6 | 46.68 | 3.2505 | 88.7482 | 88.4060 | 0.39% |
| 16 | 8 | 46.68 | 3.9065 | 84.0669 | 83.8070 | 0.31% |
| 17 | 10 | 46.68 | 4.4994 | 80.5733 | 80.4051 | 0.21% |
| 18 | 15 | 46.68 | 5.7996 | 74.5324 | 74.5731 | 0.05% |
| 19 | 20 | 46.68 | 6.9287 | 70.4847 | 70.6936 | 0.30% |
| 20 | 25 | 46.68 | 7.9440 | 67.4813 | 67.8240 | 0.51% |

Підвищення контактного навантаження F призводить до збільшення рівня максимальних дотичних напружень τ_{max} та локалізації максимальних дотичних напружень в площині XZ , як за глибиною Z , так і за напрямом кочення X в підповерхневій локальній зоні напружено-деформованого контакту, але не

впливає на характер зменшення відповідних параметрів при збільшенні еліптичності контакту.

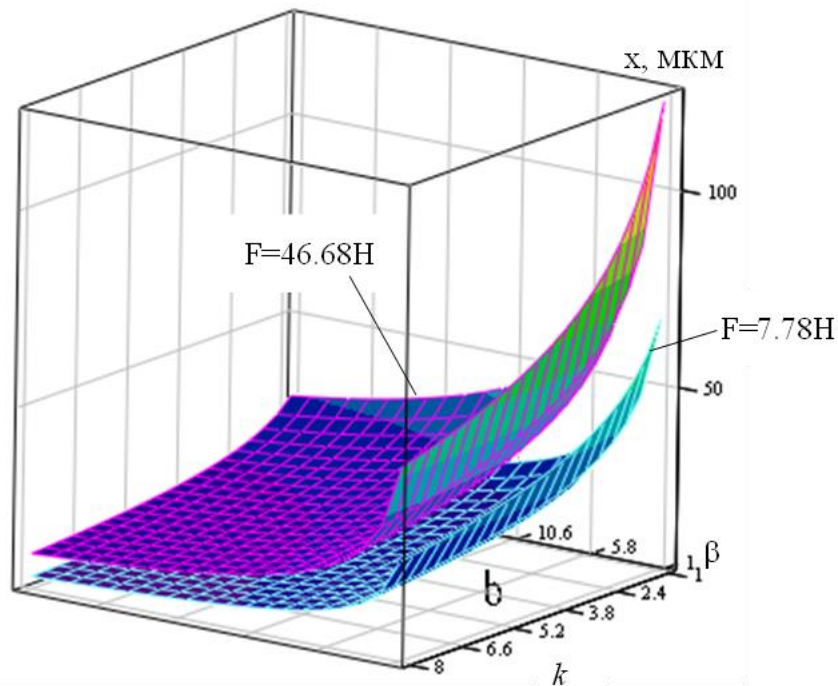


Рис. 6.6. Модель оцінки положення локалізації максимальних дотичних напружень за напрямом кочення X з урахуванням зміни фактичної форми контакту в підповерхневій області контакту тертя при збільшенні навантаження F ($F = 7.78H$ та $F=46.68H$).

Таким чином, відповідні моделі дозволяють виявити рівень контактних напружень (максимальних дотичних напружень) та положення їх локалізації за глибиною та за напрямом кочення в підповерхневій зоні контакту тертя з урахуванням зміни фактичної форми контакту і, таким чином, врахувати контактні-механічні аспекти для підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи.

Якщо порівняти моделі оцінки максимальних контактних σ_{max} і дотичних напружень τ_{max} (див. рівняння 6.20 та 6.22 відповідно), то при збільшенні еліптичності k або відношення радіусів кривин β в межах зміни форми еліптичного контакту, зменшення контактних напружень σ_{max} в зоні фрикційного

контакту, є більш суттєвим, приблизно на 5%, в порівнянні з контактними напруженнями τ_{max} , що діють в підповерхневій зоні фрикційного контакту.

Локалізація контактних напружень (максимальних дотичних напружень τ_{max}) в площині XZ в підповерхневій зоні фрикційного контакту при збільшенні еліптичності k (відношення радіусів кривин β), зменшується більш суттєво за глибиною Z – на 3%, ніж за напрямом кочення X (див. рівняння 6.23 та 6.24 відповідно), що підтверджує результати експериментально-розрахункових досліджень (див. розділ. 4.1, розділ 4) про те, що збільшення еліптичності форми контакту сприяє перерозподілу контактного напруження більше в ортогональному напрямку кочення.

6.3. Вибір оптимальної математичної моделі і програмної реалізації оцінки товщини мастильного шару та інтенсивності зношування пар тертя.

Вирішення такої багатофакторної задачі, як оцінка товщини мастильного шару (ефективності мащення) в локальній зоні контакту, потребує визначення товщини мастильного шару в залежності від змінних чотирьох безрозмірних параметрів швидкості, навантаження, матеріалів та форми контакту (див. формули 2.27 і 2.28, розділ 2) щодо встановлення оптимального режиму мащення за критерієм λ (див. вираз 3.1, розділ 3), тобто, групового обліку аргументів та вибору оптимальної моделі товщини мастильного шару зростаючої складності.

Метод багаторядної селекції є сучасним методом регресійного аналізу та групового обліку аргументів, заснованого на принципах теорії вивчення та самоорганізації, який полягає в послідовній генерації моделей зростаючої складності, оцінюванні їх параметрів і виборі (селективному відборі) кращих моделей за спеціальними критеріями. Метод реалізує завдання синтезу оптимальних моделей шляхом здійснення спрямованого підбору можливих функціональних приватних описань вихідних процесів.

В якості приватних описань моделей, використовувалися узагальнені поліноми від декількох незалежних змінних, що представлені у вигляді лінійних

коефіцієнтів координатних функцій. В загальному вигляді, відповідна модель описується наступним рівнянням:

$$f = \sum_{j=1}^m a_j g_j(x, y, \dots, t), \quad (6.25)$$

де a_j – незалежні коефіцієнти;

$g_j(x, y, \dots, t)$ – координатні функції;

x, y, \dots, t – незалежні параметри.

В якості координатних функцій, можуть використовуватись звичайні ступеневі, тригонометричні та експоненціальні функції або спеціальні їх комбінації.

Комбіновані координатні функції є добутком елементарних функцій від незалежних змінних, що мають наступний вигляд:

$$g(x, y, \dots, t) = g_1(x) \cdot g_2(y) \cdot g_3(t), \quad (6.26)$$

де $g(\xi)$ – елементарна функція типу $\xi^k, \exp(\xi), \ln(\xi), \sin(\xi), \dots$.

Для оцінки параметрів моделі, використовувався метод найменших квадратів, в рамках якого, завдання математичної постановки запишеться у наступному вигляді:

$$\sum_{i=1}^n (f_p(x_i, y_i, \dots, t) - f_i)^2 \rightarrow \min, \quad (6.27)$$

де $x_i, y_i, \dots, t_i, f_i$ – значення вхідних параметрів у i -ї точці, $i = 1, \bar{n}$;

$f_{p_i} = f_s(x_i, y_i, \dots, t_i) = \sum_{j=1}^m a_j g_j(x_i, y_i, \dots, t_i)$ – розрахункове значення

вихідного параметру у i -й точці;

n – число точок (дослідів);

x, y, \dots, t – незалежні змінні;

k – число незалежних змінних;

a_j – незалежні коефіцієнти, що підлягають визначенню.

Кількість невідомих коефіцієнтів m дорівнює кількості координатних функцій, які завжди більші за кількість незалежних змінних.

У загальному випадку, щодо незалежних змінних, нелінійну модель (див. формулу 6.25) шляхом перетворення $\theta_j = g_j(x, y, \dots, t)$, можна звести до лінійної з m - незалежними змінними, яка у матричній формі запишеться у наступному вигляді:

$$F = \theta \cdot a + \varepsilon, \quad (6.28)$$

де $F = (f_i), i = 1 \dots n$ – вектор значень незалежної змінної;

$\theta = (\theta_{ij})$ – матриця значень незалежної змінної з розмірністю $n \times m$;

$\varepsilon = (\varepsilon_i)$ – вектор помилок;

$a = (a_j), j = 1 \dots m$ – вектор незалежних параметрів, що підлягають оцінці.

Суму квадратів відхилень можна записати наступним чином:

$$\begin{aligned} S &= \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 = \varepsilon^T \cdot \varepsilon = (F - \theta \cdot a)^T (F - \theta \cdot a) = F^T \cdot F - a^T \cdot \theta^T \cdot F - \\ &- F^T \cdot \theta \cdot a + a^T \cdot \theta^T \cdot \theta \cdot a = F^T \cdot F - 2a^T \cdot \theta^T \cdot F + a^T \cdot \theta^T \cdot \theta \cdot a. \end{aligned} \quad (6.29)$$

Якщо диференціювати S по a , то отримаємо наступний вираз:

$$\frac{\partial S}{\partial a} = -2\theta^T \cdot F + 2(\theta^T \cdot \theta) \cdot a. \quad (6.30)$$

Прирівнюючи результат до нуля, приходимо до системи нормальних рівнянь:

$$\theta^T \cdot F = (\theta^T \cdot \theta) \cdot a. \quad (6.31)$$

Таким чином, отримаємо рішення системи нормальних рівнянь:

$$a = (\theta^T \cdot \theta)^{-1} \theta^T \cdot F. \quad (6.32)$$

Побудова моделей та визначення їх невідомих коефіцієнтів проводиться у певній послідовності на основі процедури спрямованої селекції, яка дозволяє скоротити обсяг обчислень та отримати моделі оптимальної складності.

Важливо, що відповідний спосіб описання моделей дозволяє послідовно відбирати найбільш значущі параметри та їх приватні функціональні описання (координатні функції). Вибір цих функціональних елементів здійснюється із спеціального набору лінійно незалежних координатних функцій згідно виразу (6.26), до складу якого входять як координатні функції, що відповідають незалежним змінним: $g(x, y, \dots, t) = x$; $g(x, y, \dots, t) = y$; ... ; $g(x, y, \dots, t) = t$ та $g(x, y, \dots, t) = 1$, так і їх комбінацій (наприклад, $g(x, y, \dots, t) = x \cdot \ln(y)/t$, див. формулу 6.26).

Вибір моделі оптимальної складності спостерігається на основі керуючих функціоналів, що базуються на критеріях регулярності, мінімуму зміщення та балансу. Зокрема, для вибору моделі оптимальної складності серед моделей різного порядку (від 1-го до k -го), використовувались критерії максимального відносного відхилення δ_1 і відносної точності апроксимації δ_2 :

$$\delta_1 = \min \left(\frac{|f_i - f_{pi}|}{|f_i + \alpha \cdot f_s|} \right), i = \overline{1, n}; \quad (6.33)$$

$$\delta_2 = \frac{\sqrt{S^2}}{f_s} = \sqrt{\frac{\sum |f_i - f_{pi}|^2}{\sum f_i^2}}; \quad (6.34)$$

де $S^2 = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (f_i - f_{pi})^2}$ – середньоквадратична похибка;

$$f_s = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n f_i^2}.$$

Додаток $\alpha \cdot f_s$ необхідний для округлення похибки в точках, де $f_i = 0$. Значення коефіцієнту регулярності α визначається згідно припущення щодо похибки апроксимації: $\alpha = 0,1 \div 3$.

Відповідні критерії використовують усі дані вибірки. Для визначення даних критеріїв, згідно представленого на рис. 6.7 - алгоритму багаторядної

селекції моделей товщини мастильного шару в залежності від зовнішніх факторів, вибірка розбивається на дві рівні частини: ту, за якою визначаються вихідні параметри, а також ту, що використовується для відбору (перевірки) моделі.

Якщо критерій для моделі k -го (наступного) порядку стає меншим критерію $(k-1)$ -го (поточного) порядку, то незважаючи на зниження середньоквадратичної похибки, поточну модель можна вважати оптимальною серед моделей різних порядків.

Для спрямованого підбору оптимальної моделі, спочатку формувалась модель мінімальної довжини для заданої кількості відібраних координатних функцій, число яких може дорівнюватися нулю. Далі до цієї моделі додавалися одна за одною координатні функції із заданого набору функцій і здійснювалась їхня апроксимація за вихідним даними. Після цього, за критерієм мінімуму середньоквадратичного відхилення з отриманого списку моделей, формувався вибір оптимальної моделі першого (і далі поточного) порядку.

За вихідну модель мінімальної довжини приймалась отримана оптимальна модель і процес повторювався. При цьому формувались моделі другого (наступного) порядку тощо. У результаті цієї процедури формувались оптимальні математичні описання як функції n -змінних і моделі k -го порядку вихідних параметрів.

Для програмної реалізації обчислення за методом багаторядної селекції використовувались модулі, розроблені на мові C++ та Python в якості інтерпретатору для доступу до низькорівневих можливостей операційної системи.

Загальна архітектура рішення імплементувалась мовою C++ з можливістю надання бібліотеки для мови Python. Зазначимо, що реалізація модулю є виключно підготовчою частиною цієї розробки. Основною проблемою є можливість впровадження такого модулю у більш високорівневу систему, а не для конкретної її реалізації.

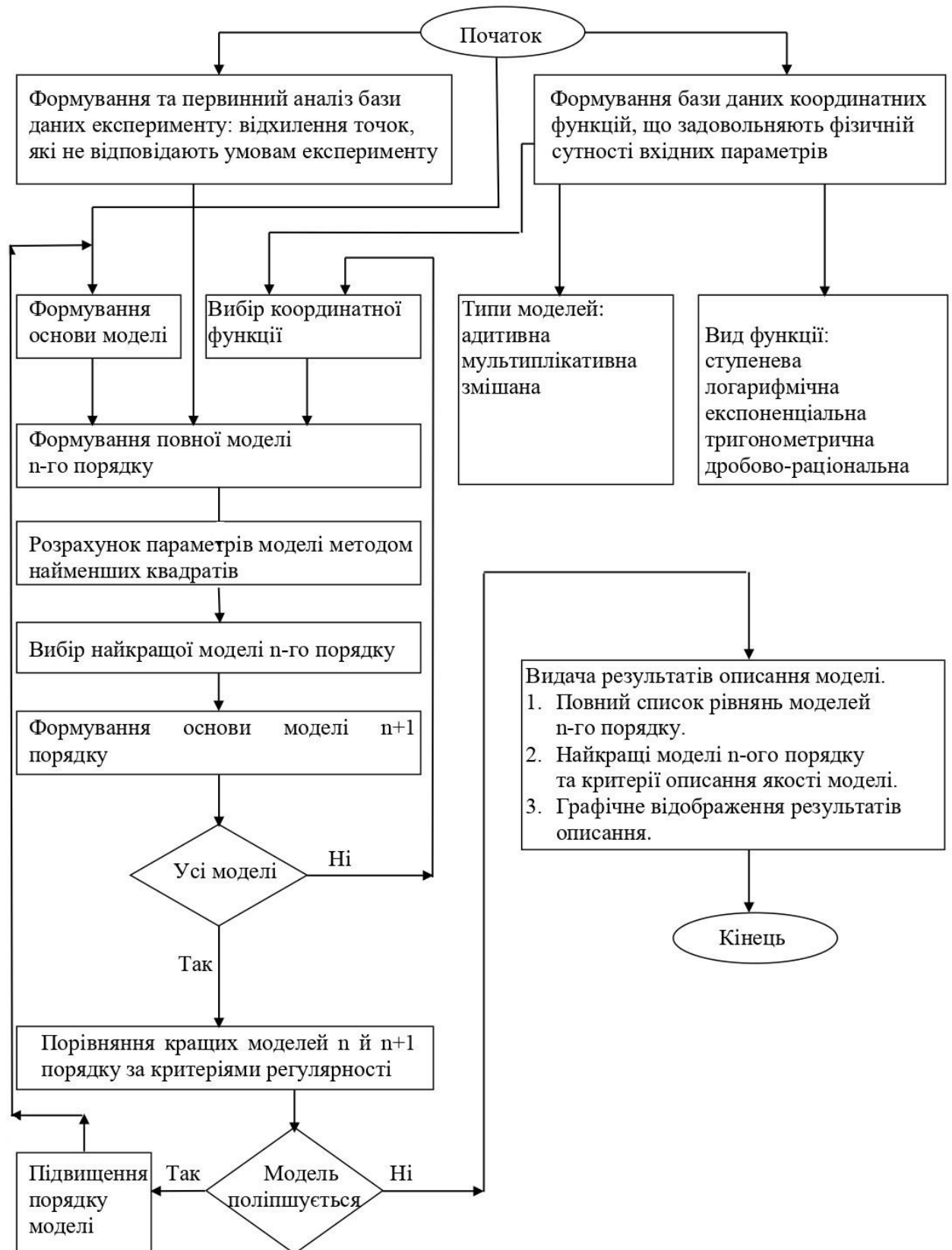


Рис. 6.7. Алгоритм багаторядної селекції моделей товщини мастильного шару в залежності від зовнішніх факторів.

Таким чином, була розроблена реалізація одного з таких модулів, що здійснює генерацію моделей у вигляді підсумкового коду ядра бібліотеки (наведений лістинг написаної програми на рис. В.1 в Додатку В).

Основна ідея архітектури полягає в ланцюжку залежностей при складанні бібліотек, кожен з етапів якої контролюється покриттям модульного тестування, що дозволяє уникнути регресійних помилок при розробці. Приклад тестування з боку функціонального коду мовою C++ наведений на рис. В.2 (див. Додаток В).

Підсумкова зібрана бібліотека інтегрується у віртуальне середовище мови *Python*, де запускає тестові модулі та перевіряє функціонал бібліотеки на описаних тестах. Приклад тестування обгортки мовою *Python* представлений на рис. В.3 (див. Додаток В).

До описаного модулю оболонки (API), наданого з боку C++, додається зовнішній модуль мови *Python*, який використовує відповідний модуль для розширення функціоналу, що відображає фрагмент коду на рис. В.4 (див. Додаток В), який відповідає за стикування перетворених функцій модулю для реалізації складнішої логіки, характерної для конкретної реалізації низькорівневого елемента з інтерфейсом для методів у мові *Python*.

Слід зазначити, що в контексті даної реалізації, будь-які графічні відображення результатів принципово неможливі, оскільки модуль полягає виключно у генерації деяких об'єктів, що використовуються надалі всередині системи без надання доступу до користувача. У зв'язку з цим, для відображення функціональності модуля було введено додаткове логування, щоб відобразити процес створення моделей та їх валідації. На рис. В.5 (див. Додаток 5) наведено результати запуску модулю з режимом розширеного логування.

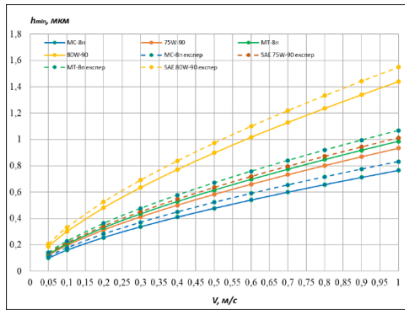
Кожна модель має дані точки виклику, що забезпечує низькорівневий доступ до елементів. Таким чином, така структура побудови низькорівневих моделей надає велике поле для побудови високорівневої моделі управління.

6.4. Моделювання оцінки товщини мастильного шару з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та форми контакту підшипникових вузлів тертя.

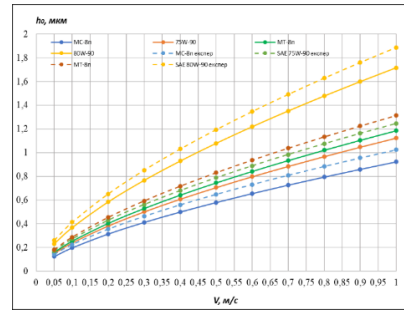
Досліджуючи об'єкт, як елемент системи, були виділені головні триботехнічні характеристики точкового контакту підшипникових вузлів тертя – мінімальна товщина мастильного шару (H_{min}) і товщина мастильного шару в центральній області контакту (H_0), які можуть бути узагальнені як функції зміни чотирьох безрозмірних параметрів швидкості (U), навантаження (W), властивостей матеріалів (G) та форми контакту (k – параметр еліптичності) згідно формулам 2.27 і 2.28 (див. підрозділ 2.4.2, розділ 2) відповідно.

На початковому етапі, проаналізуємо чотири безрозмірних параметри: швидкості (U), навантаження (W), матеріалів (G) та форми контакту k (або β) для чотирьох досліджуваних типів мастильних матеріалів за різним реологічними властивостями (η_0), приведеними в таблиці 4.5 (див. підрозділ 4.2, розділ 4): авіаційної оливи МС-8п за низьким класом в'язкості; всесезонної трансмісійної оливи SAE 75W-90 за середнім класом в'язкості; універсальної моторно-трансмісійної оливи МТ-8п (ЄМТ-8) за середнім класом в'язкості; всесезонної трансмісійної оливи SAE 80W-90 за високим класом в'язкості та порівняємо результати експериментальних даних з результатами розрахункових даних товщин мастильного шару в точковому контакті тертя з роботою Хемрока і Доусона [171], що використали 34 комбінацій впливу кожного параметру для підтвердження оптимальної порівняльної оцінки.

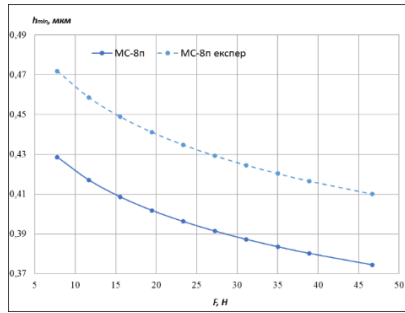
На рис. 6.8, а – з, показана задовільна порівняльна оцінка експериментальних результатів, отриманих за нашою методикою (див. підрозділ 2.2, розділ 2) та розрахованих за формулами Хемрока і Доусона, товщини в центральній зоні мікро-ЕГД контакту h_0 та мінімальної товщини h_{min} на виході з контакту для кожного безрозмірного параметру швидкості U , навантаження W , матеріалів G та форми контакту k (або β).



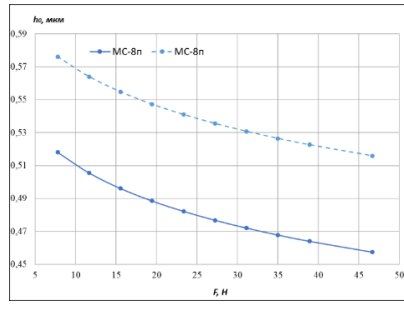
а



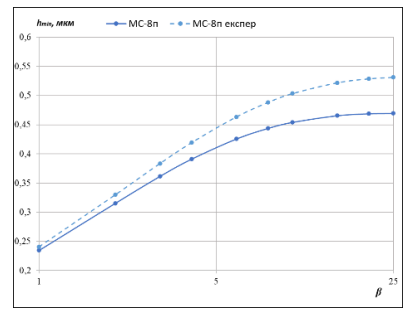
б



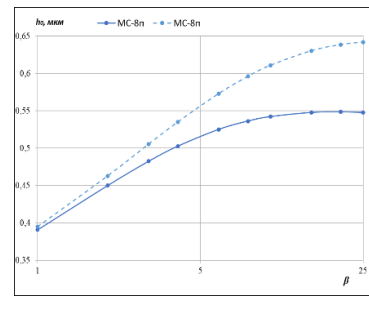
в



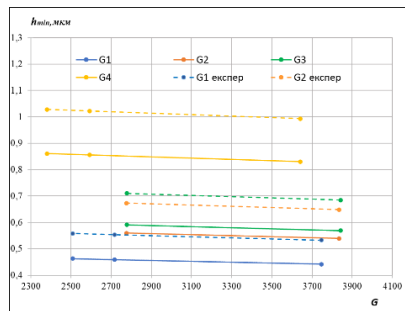
г



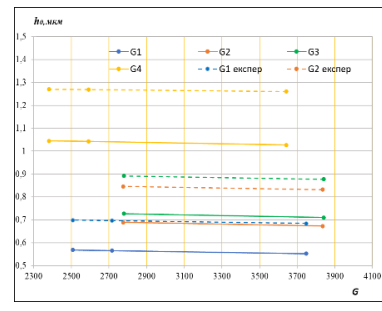
д



е



ж



з

Рис. 6.8 а - з. Порівняльна оцінка результатів експериментальних даних і розрахованих за формулами Хемрока і Доусона: мінімальна товщина h_{min} (а, в, д, ж) та товщина в центральній зоні мікро-ЕГД контакту h_0 (б, г, д, з) для кожного безрозмірного параметру впливу швидкості U (а-б), навантаження W (в-г), відношення радіусів кривин β (д-е) та матеріалів G (ж-з).

Похибка порівняльного аналізу експериментальних і розрахованих за Хемроком і Доусоном результатів, для мінімальної і центральної товщин мастильного шару складає відповідно: щодо впливу безрозмірного параметру швидкості U – не вище 12% і 14% для усіх досліджуваних олив відповідної в'язкості η_0 ; щодо впливу безрозмірного параметру навантаження W – не вище 1% і 13%; щодо впливу безрозмірного параметру форми контакту β - не вище 13% і 18%; щодо впливу безрозмірного параметру матеріалів G – не вище 20% і 24% для усіх груп досліджуваних матеріалів ($G1 - G4$) згідно таблиці 4.11 (див. підрозділ 4.3.6, розділ 4).

Безрозмірний параметр швидкості U є функцією, що залежить від динамічної в'язкості η_0 , лінійної швидкості V , приведенного модулю пружності E' та приведенного радіусу кривини вздовж напрямку кочення R_x згідно формули 2.31 (див. підрозділ 2.4.2. розділ 2). Якщо розглядати конкретний підшипник із відповідним приведеним радіусом кривини R_x , зробленого з досліджуваної трибопари металевих поверхонь E' , то у безрозмірному параметрі швидкості U виступає тільки одна змінна - лінійна швидкість V , що змащується одним мастильним матеріалом відповідної в'язкості η_0 .

З урахуванням зміни форми контакту (k або R_x), представимо безрозмірний параметр швидкості U , як функцію двох змінних параметрів: лінійної швидкості V та еліптичності k для чотирьох досліджуваних мастильних матеріалів відповідної в'язкості η_0 :

$$U = f(\eta_0, V, k). \quad (6.35)$$

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірний параметр швидкості U з урахуванням зміни еліптичності k та типу (реологічних властивостей) мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 , прийме наступного вигляду:

$$U = 1,2408e^{-9} \cdot \eta_0^{1.297} \cdot V^{1.104} \cdot k^{-0.018}. \quad (6.36)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 751$; $F_{табл.} = 5.667$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Середньоквадратичне відхилення складає $\sigma = 5,155 \cdot 10^{-12}$.

На рис. 6.9 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірного параметру швидкості U з урахуванням зміни еліптичності k та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

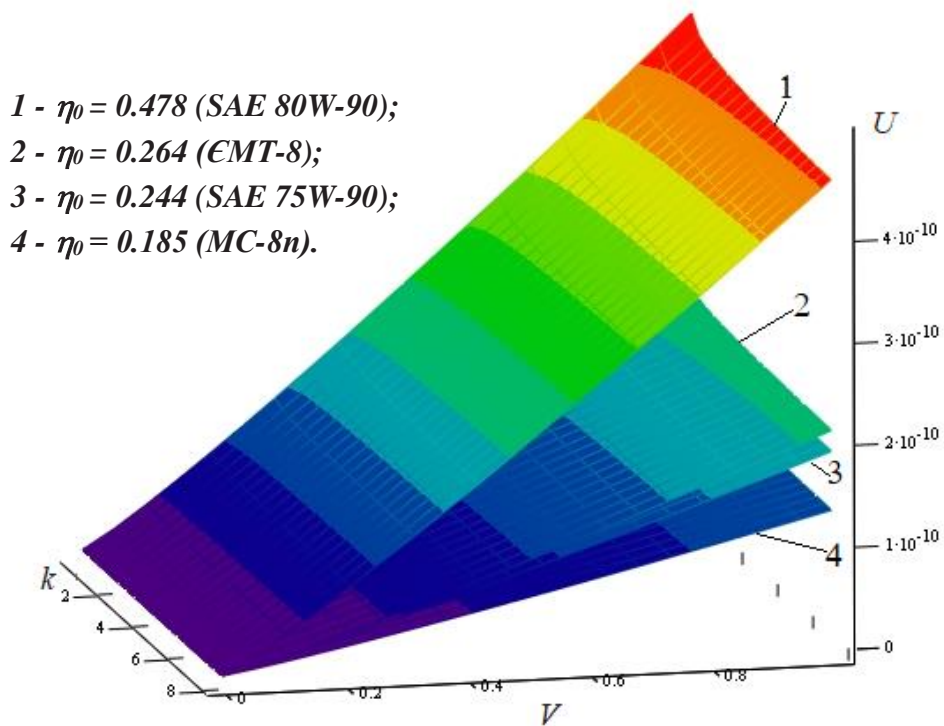


Рис. 6.9. Результати моделювання оцінки безрозмірного параметру швидкості U з урахуванням зміни еліптичності k та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

Безрозмірний параметр навантаження W є функцією, що залежить від контактного навантаження F , приведенного модулю пружності E' та приведенного радіусу кривини вздовж напрямку кочення R_x згідно формули 2.32 (див. підрозділ 2.4.2. розділ 2). Якщо розглядати конкретний підшипник із відповідним радіусом кривини R_x , зробленого з визначеної трибопари металевих поверхонь E' , то у безрозмірному параметрі навантаження W виступає тільки одна змінна - контактне навантаження F , що змащується одним мастильним матеріалом

відповідної в'язкості η_0 .

З урахуванням зміни форми контакту (k або R_x), представимо безрозмірний параметр навантаження W , як функцію двох змінних параметрів: контактного навантаження F та еліптичності k для чотирьох типів досліджуваних мастильних матеріалів відповідної в'язкості η_0 :

$$W = f(\eta_0, F, k). \quad (6.37)$$

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірний параметр навантаження W з урахуванням зміни еліптичності k та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 , прийме наступного вигляду:

$$W = 1,1502e^{-7} \cdot \eta_0^{0.2746} \cdot F^{0.9625} \cdot k^{-0.0036}. \quad (6.38)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 201$; $F_{табл.} = 5.667$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Середньоквадратичне відхилення складає $\sigma = 5,22 \cdot 10^{-8}$.

На рис. 6.10 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірного параметру навантаження W з урахуванням зміни еліптичності k та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

Для безрозмірного параметру матеріалів G згідно формули 2.33 (див. підрозділ 2.4.2. розділ 2), характерна залежність від двох змінних параметрів матеріалів металевих поверхонь E' та п'єзокоефіцієнту в'язкості $\alpha_{сер}$, що характеризує реологічний аспект залежності в'язкість – тиск – температура щодо досліджуваних мастильних матеріалів відповідної в'язкості η_0 за рівнянням 2.24 (див. підрозділ 2.4.1. розділ 2). Згідно відповідної формули, п'єзокоефіцієнт в'язкості $\alpha_{сер}$ характеризує залежність динамічної в'язкості η_0 від контактного тиску P .

З урахуванням зміни параметрів матеріалів металевих поверхонь E' та контактної тиску P , представимо безрозмірний параметр матеріалів G , як функцію двох змінних параметрів: матеріалів металевих поверхонь E' та контактної тиску P для чотирьох досліджуваних типів мастильних матеріалів відповідної в'язкості η_0 :

$$G = f(\eta_0, P, E'). \quad (6.38)$$

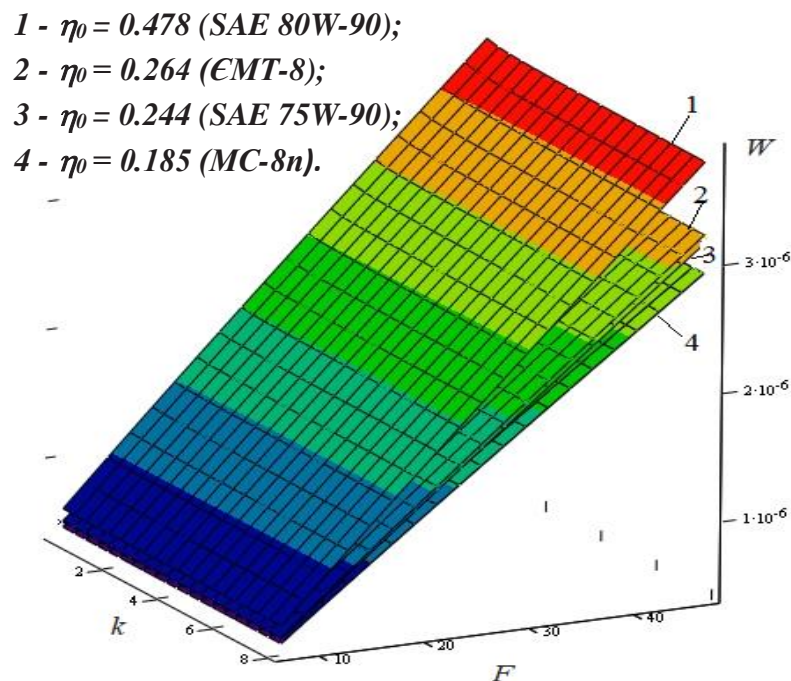


Рис. 6.10. Результати моделювання оцінки безрозмірного параметру навантаження W з урахуванням зміни еліптичності k та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірний параметр матеріалів G з урахуванням зміни контактної тиску P , приведенного модуля пружності E' та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 , прийме наступного вигляду:

$$G = 1,2116e^{-8} \cdot \eta_0^{-0.0485} \cdot E'^{0.9778} \cdot P^{0.0396}. \quad (6.39)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 1,6047e^{+4}$; $F_{табл.} = 5.667$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Середньоквадратичне відхилення складає $\sigma = 5,6978 \cdot 10^{-11}$.

На рис. 6.11 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірного параметру матеріалів G з урахуванням зміни контактного тиску P , приведенного модуля пружності E' та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

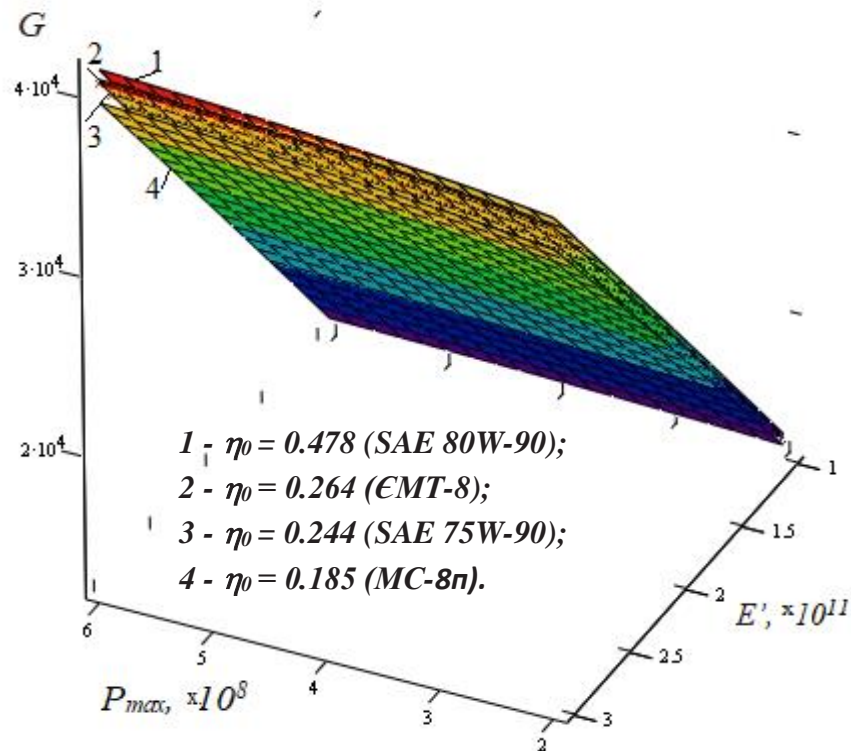


Рис. 6.11. Результати моделювання оцінки параметру матеріалів G з урахуванням зміни контактного тиску P , приведенного модуля пружності E' та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

Згідно попередніх експериментальних досліджень безрозмірного параметру G (див. підрозділ 4.3.6, розділ 4), п'єзокоефіцієнт в'язкості $\alpha_{сер}$ мастильних матеріалів має домінуючий вплив на товщину мастильного шару в мікро-ЕГД зоні контакту, ніж приведений модуль пружності E' , який

характеризує матеріал металевих поверхонь. Тому, постала необхідність окремо дослідити відповідний параметр.

П'єзоефіцієнт в'язкості $\alpha_{сер}$ залежить від тиску P та температури T згідно рівняння 2.24 (див. підрозділ 2.4.1, розділ 2). Згідно формули 2.25 (див. підрозділ 2.4.1, розділ 2), в'язкісно-температурний коефіцієнт S_0 характеризує залежність $\alpha_{сер}$ від температури T .

З урахуванням зміни контактного тиску P та в'язкісно-температурного коефіцієнту S_0 , представимо п'єзоефіцієнт в'язкості $\alpha_{сер}$, як функцію двох змінних параметрів: контактний тиск P та в'язкісно-температурного коефіцієнту S_0 для чотирьох досліджуваних типів мастильних матеріалів відповідної в'язкості η_0 :

$$\alpha_{сер} = f(\eta_0, P, S_0). \quad (6.40)$$

Загальна сигнатура формули, що описує п'єзоефіцієнт в'язкості $\alpha_{сер}$ з урахуванням зміни контактного тиску P , в'язкісно-температурного коефіцієнту S_0 та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 , прийме наступного вигляду:

$$\alpha_{сер} = 7,1549e^{-9} \cdot \eta_0^{0.1439} \cdot S_0^{-0.4853} \cdot P^{0.033}. \quad (6.41)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розн.} = 319,46$; $F_{табл.} = 5.667$. Отже, $F_{розн.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Середньоквадратичне відхилення складає $\sigma = 2,978 \cdot 10^{-11}$.

На рис. 6.12 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки п'єзоефіцієнту в'язкості $\alpha_{сер}$ з урахуванням зміни контактний тиск P , в'язкісно-температурного коефіцієнту S_0 та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

Таким чином, з урахуванням зміни типу (реологічних властивостей) мастильного матеріалу та форми контакту, представимо безрозмірні мінімальну товщину H_{min} на виході з контакту та товщину мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту H_0 , як функцію безрозмірних змінних параметрів:

швидкості U , навантаження W , матеріалів G та параметру еліптичності k згідно рівнянь 2.27 і 2.28 (див. підрозділ 2.4.2, розділ 2) відповідно у наступному вигляді:

$$H_{min} = f(U, W, G, k). \quad (6.42)$$

$$H_0 = f(U, W, G, k). \quad (6.43)$$

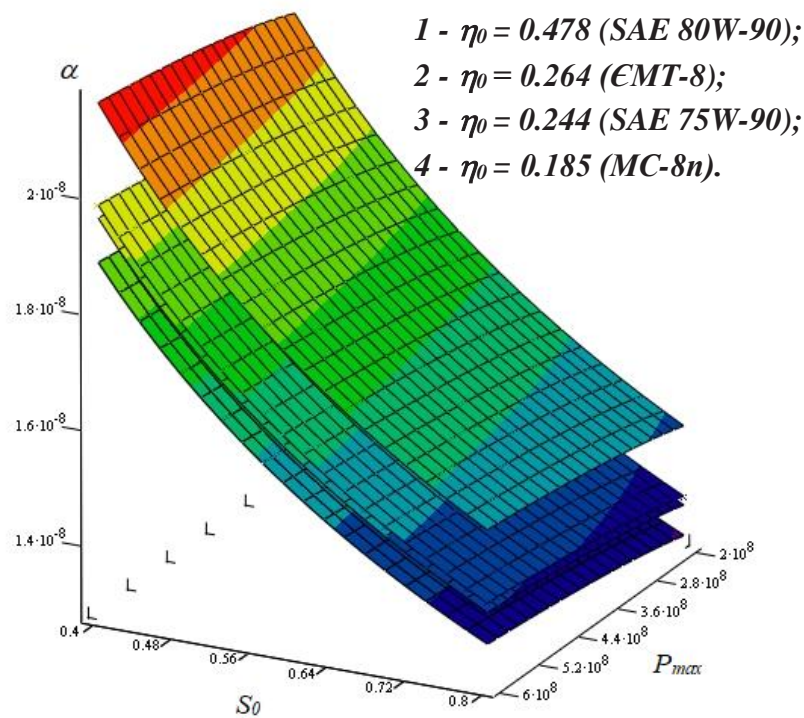


Рис. 6.12. Результати моделювання оцінки п'єзокоефіцієнту в'язкості $\alpha_{сер}$ з урахуванням зміни контактного тиску P , в'язкісно-температурного коефіцієнту S_0 та типу мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 .

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірні мінімальну товщину H_{min} на виході з контакту та товщину мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту H_0 відповідно, як функцію безрозмірних змінних параметрів: швидкості U , навантаження W , матеріалів G та параметру еліптичності k з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та форми контакту, прийме наступного вигляду:

$$H_{min} = 3.37 \cdot U^{0.67} \cdot W^{-0.076} \cdot G^{0.48} \cdot (1 - e^{-0.59k}). \quad (6.44)$$

$$H_0 = 2.43 \cdot U^{0.66} \cdot W^{-0.059} \cdot G^{0.55} \cdot (1 - 0,65 \cdot e^{-0.49k}). \quad (6.45)$$

Перевірка моделі для мінімальної товщини H_{min} на виході з контакту за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 1.2228e^4$; $F_{табл.} = 5.5639$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Похибка склала – не вище 9%.

Перевірка моделі для товщини мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту H_0 за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 4.631e^3$ $F_{табл.} = 5.5639$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Похибка склала – не вище 9%.

На рис. 6.13 – 6.14 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірних мінімальної товщини H_{min} (див. рис.6.13) на виході з контакту та товщини мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту H_0 (див. рис. 6.14) відповідно, як функцію безрозмірних змінних параметрів: швидкості U , навантаження W , матеріалів G та параметру еліптичності k з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та форми контакту.

Рівняння (6.44) і (6.45) відповідно можна записати в розмірних координатах (мкм) згідно виразів 2.29 і 2.30 (див. підрозділ 2.4.2, розділ 2) щодо моделювання оцінки мінімальної товщини h_{min} на виході з контакту та товщини мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту h_0 , як функцію безрозмірних змінних параметрів: швидкості U , навантаження W , матеріалів G та параметру еліптичності k з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та форми контакту:

$$h_{min} = 3.37 \cdot U^{0.67} \cdot W^{-0.076} \cdot G^{0.48} \cdot (1 - e^{-0.59k}) \cdot R_x; \text{ [мкм]} \quad (6.46)$$

$$h_0 = 2.43 \cdot U^{0.66} \cdot W^{-0.059} \cdot G^{0.55} \cdot (1 - 0,65 \cdot e^{-0.49k}) \cdot R_x. \text{ [мкм]} \quad (6.47)$$

де h_{min} – мінімальна товщина мастильного шару на виході з контакту, мкм;
 h_0 – товщина мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту, мкм;
 R_x - приведений радіус кривини двох тіл вздовж малої напіввісі (напрямую кочення) згідно рівняння 2.3 (див. підрозділ 2.3.1, розділ 2), м;
 k – параметр еліптичності згідно рівняння 6.19 (див. підрозділ 6.2.1, розділ 6);
 U – безрозмірний параметр швидкості згідно рівняння 2.31 (див. підрозділ 2.4.2, розділ 2);
 W – безрозмірний параметр навантаження згідно рівняння 2.32 (див. підрозділ 2.4.2, розділ 2);
 G – безрозмірний параметр матеріалів згідно рівняння 2.33 (див. підрозділ 2.4.2, розділ 2).

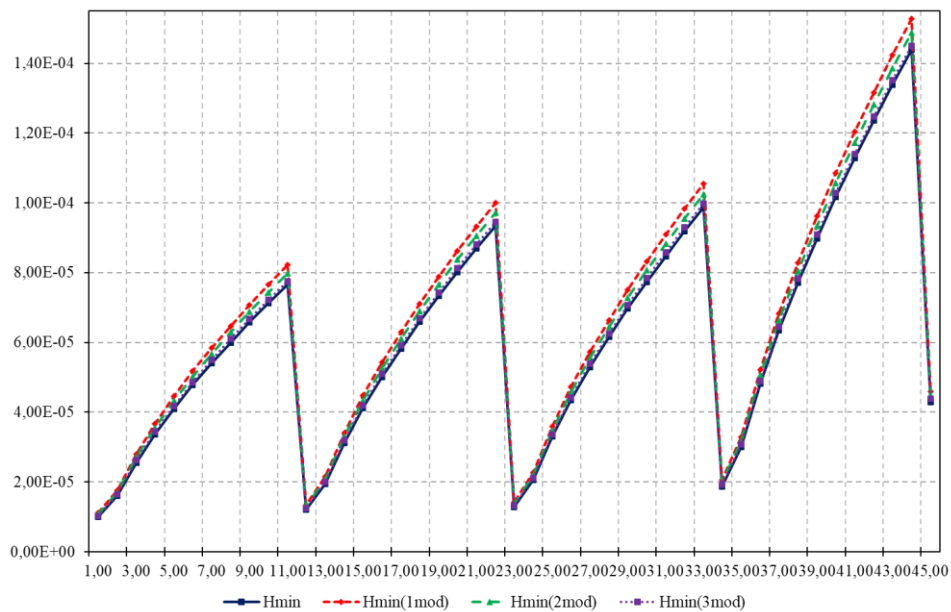


Рис. 6.13. Результати моделювання оцінки безрозмірної мінімальної товщини мастильного шару H_{min} на виході з контакту з урахуванням зміни реологічних властивостей мастильного матеріалу та форми контакту.

Розроблена модель оцінки ефективності мащення (мінімальної товщини мастильного шару h_{min} на виході з контакту та товщини мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту h_0) з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та форми контакту, дозволила встановити згідно рівнянь (6.46) та

(6.47) відповідно, домінуючу роль впливу безрозмірного параметру швидкості U (лінійної швидкості V та динамічної в'язкості η_0) - на 67% і 66% відповідно, безрозмірного параметру матеріалів G - на 48% і 55% відповідно, безрозмірного параметру навантаження W - на 7,6% і 5,9% відповідно при усіх рівних умовах роботи підшипникових вузлів тертя.

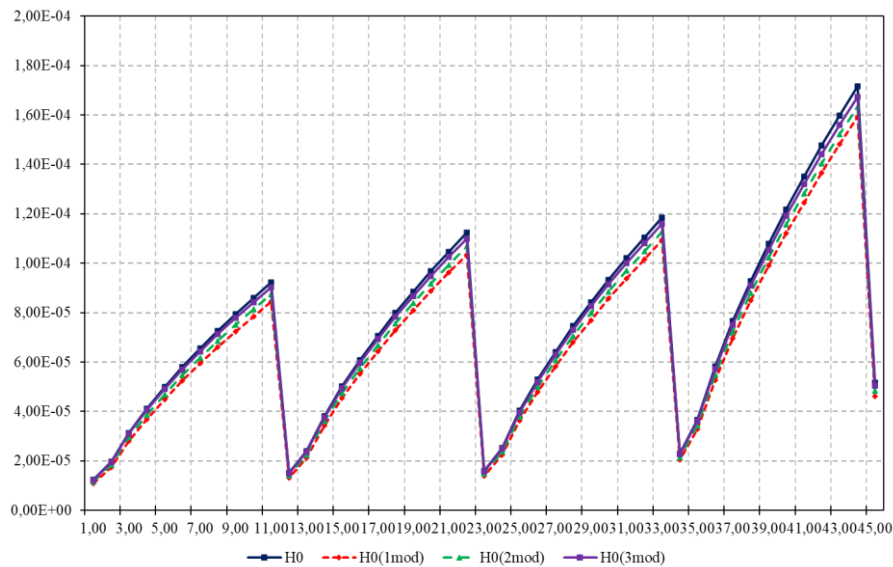


Рис. 6.14. Результати моделювання оцінки безрозмірної товщини мастильного шару в центральній мікро-ЕГД зоні контакту H_0 з урахуванням зміни реологічних властивостей мастильного матеріалу та форми контакту.

Згідно запропонованої концепції модифікування фізико-хімічного складу на основі комплексної оцінки параметрів (див. рис. 3.1, розділ 3) за введеними критеріями, можна оцінити критерій режиму мащення λ згідно формули 3.1 (див. розділ 3), зафіксувавши пограничну межу переходу від умов змішаного тертя до рідинного тертя при $\lambda = 3$, тобто, початок реалізації стійкого мікро-ЕГД режиму мащення.

Для цього була розроблена номограма підбору мастильного матеріалу за типом (реологічними властивостями) мастильного матеріалу (динамічної в'язкості η_0) та форми контакту за приведеним радіусом кривини β кулькових підшипників кочення (рис. 6.15).

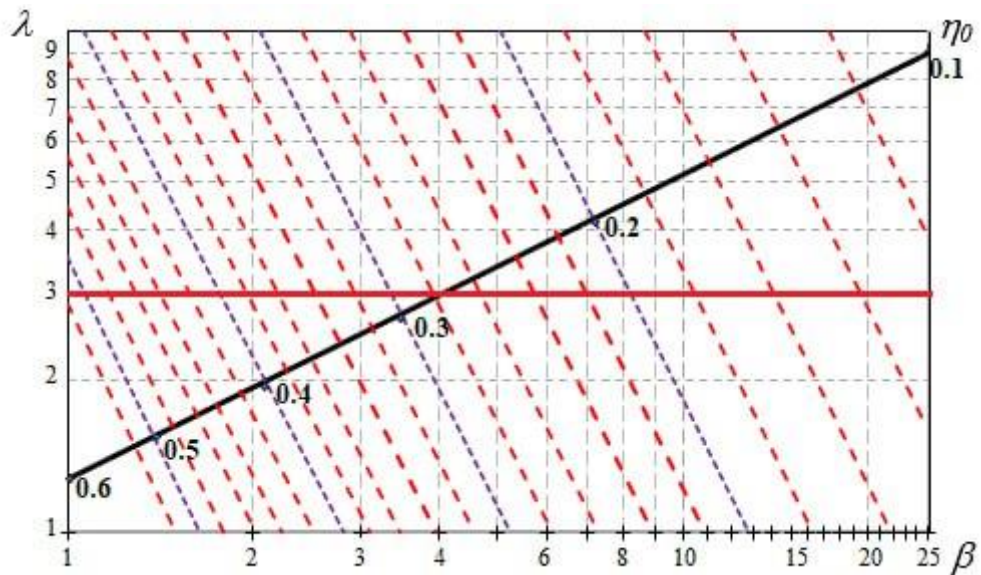


Рис. 6.15. Номограма підбору мастильного матеріалу та кулькового підшипника кочення зі зміненою форми контакту.

Для визначення критерію режиму мащення λ підшипників, що працюють в екстремальних умовах роботи, розраховувалась мінімальна товщина мастильного шару h_{min} на виході з контакту за формулою 6.46, з відповідним фіксуванням порушення режиму мікро-ЕГД мащення при $\lambda = 3$ (червона лінія, див. рис. 6.15) в інтервалі зміни еліптичності точкового контакту $1 \leq \beta \leq 25$.

Для визначення середнього арифметичного відхилення шорсткості контактних поверхонь $\sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2}$ згідно формули 3.1 (див. розділ 3), були обрані параметри металевих поверхонь трибопари, що широко застосовуються при виготовленні відповідних підшипників: легована сталь (кільце підшипнику) – легована підшипникова сталь (ШХ-15) кульки з властивостями згідно таблиці 4.10 (див. підрозділ 4.3.5, розділ 4).

Таким чином, розроблена номограма (див. рис. 6.15) дозволить підбирати оптимальний тип мастильного матеріалу за реологічними властивостями (по динамічній в'язкості η_0) до конкретного підшипнику кочення з відповідною форми контакту. Причому, є можливість зворотного вибору кулькового підшипнику з оптимальною формою контакту, утвореною між кільцем та кулькою β , яке залежатимуть від радіусів кривин відповідних тіл, за

типом штатного мастильного матеріалу, зафіксувавши початок реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення при $\lambda > 3$.

6.5. Моделювання оцінки товщини мастильного шару та інтенсивності зношування вузлів тертя ДВЗ з урахуванням зміни типу мастильного матеріалу та ходу поршню.

Досліджуючи об'єкт, як елемент системи, були виділені головні триботехнічні характеристики вузлів ДВЗ, як функції зміни чотирьох безрозмірних параметрів: швидкості U , навантаження W , властивостей матеріалів G та параметру форми контакту Z .

Параметр форми контакту Z стосується лінійного контакту, який пов'язаний з деяким зношуванням контактних поверхонь погано припрацьованих поверхонь тертя конформних вузлів ДВЗ і може оцінюватись параметром еліптичності k , який знаходиться згідно рівняння 2.47 (див. розділ 2). Відповідний параметр може бути розрахований за рівнянням 6.19 (див. розділ 6), отриманий для неконформних вузлів тертя, що корелює з рівнянням 3.21 (див. розділ 3).

За прикладом побудови моделі оцінки товщини мастильного шару (ефективності мащення) для підшипникових вузлів тертя, були отримані багатофакторні нелінійні моделі для досліджуваних вихідних параметрів в зоні контакту між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру ЦПГ ДВЗ з урахуванням зміни ходу поршню та типу мастильного матеріалу для двох досліджуваних мастильних матеріалів за різним класом в'язкості (η_0): моторних олів Ультрагаз (APIAN Ультрагаз) та ПРОТЕК STATGAS 40.

Вхідні робочі параметри між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру ЦПГ, були обрані для двигун-генератору ДВГ1А-500 КГУ (ТДВ «Первомайськдизельмаш»), що змащується моторною оливою Ультрагаз, та газового двигуна CAT 3520B («CATERPILLAR»), що змащується моторною оливою ПРОТЕК STATGAS 40.

З урахуванням зміни ходу поршню в залежності від i -го кута повороту коленвалу, представимо безрозмірний параметр швидкості U_i , як функцію початкових змінних параметрів: лінійної швидкості V_i , максимального контактного тиску P_{max} в зоні компресійного кільця, тиску газів P_i та температури T_i в циліндрі для двох досліджуваних моторних олиव з відповідною в'язкістю η_0 згідно рівнянь 2.53 та 2.54 (див. розділ 2):

$$U_i = f(V_i, \eta_0, P_{max}, P_i, T_i). \quad (6.48)$$

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірний параметр швидкості U_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу (реологічних властивостей) мастильного матеріалу відповідної в'язкості η_0 , прийме наступного вигляду:

$$U_i = 9,2116e^{+23} \cdot n^{-0.0646} \cdot v_i^{0.866} \cdot \eta_0^{0.733} \cdot P_{max}^{0.0396} \cdot P_i^{0.0389} \cdot T_i^{-15.101}. \quad (6.49)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розра} = 2143,584$; $F_{табл} = 5,56$. Отже, $F_{розра} > F_{табл}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Похибка склала – не вище 8,1%.

На рис. 6.16 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірного параметру швидкості U_i з урахуванням зміни ходу поршню (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу.

З урахуванням зміни ходу поршню в залежності від i -го кута повороту коленвалу, представимо безрозмірний параметр навантаження W_i , як функцію початкового змінного параметру: максимального контактного тиску P_{max} в зоні компресійного кільця для пари сірий чавун – легована сталь з відповідним приведеним модулем пружності E' згідно рівняння 2.50 (див. підрозділ 2.7.1, розділ 2):

$$W_i = f(P_{max}, E'). \quad (6.50)$$

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірний параметр навантаження W_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) для пари сірий чавун – легована сталь з відповідним приведеним модулем пружності E' , прийме наступного вигляду:

$$W_i = 4,41e^{-8} \cdot P_{max}^2 \cdot E'^{-0,424} \quad (6.51)$$

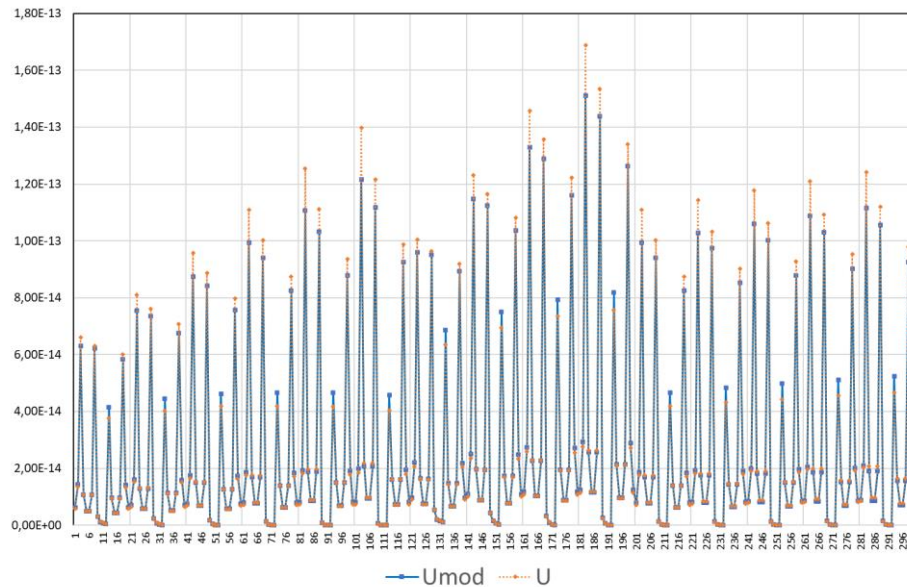


Рис. 6.16. Результати моделювання оцінки безрозмірного параметру швидкості U_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу.

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 1,720578e^{29}$; $F_{табл.} = 5,56$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Похибка склала – не вище 0,1%.

На рис. 6.17 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірного параметру навантаження W_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) для пари сірий чавун – легована сталь з відповідним приведеним модулем пружності E' .

З урахуванням зміни ходу поршню в залежності від i -го кута повороту коленвалу, представимо безрозмірний параметр матеріалів G_i , як функцію початкових змінних параметрів: максимального контактного тиску P_{max} в зоні

компресійного кільця та типу мастильного матеріалу за п'єзоефіцієнтом в'язкості α_i згідно рівняння 2.51 та 2.55 (розділ 2) відповідно для пари сірий чавун – легвана сталь з відповідним приведеним модулем пружності E' , прийняла наступного вигляду:

$$G_i = f(\alpha_i, P_{max}, E'). \quad (6.52)$$

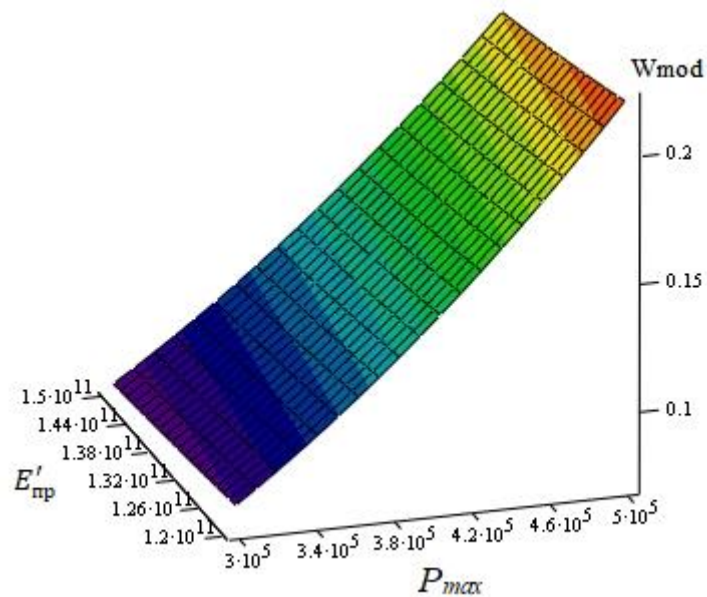


Рис. 6.17. Результати моделювання оцінки безрозмірного параметру навантаження W_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу).

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірний параметр матеріалів G_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу за п'єзоефіцієнтом в'язкості α_i для пари сірий чавун – легвана сталь з відповідним приведеним модулем пружності E' , прийме наступного вигляду:

$$G = 1,022e^{-6} \cdot \alpha_i^{-0,9986} \cdot P_{max}^{4.0125e^{-6}} \cdot E'^{0,9994}. \quad (6.53)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 9.1846e^4$; $F_{табл.} = 5,56$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Похибка склала – не вище 0,7%.

Враховуючи те, що ступені α_i та E' близькі до 1, а $P_{max} \rightarrow 0$, то функція:

$$G = 1,022e^{-6} \cdot \frac{E_{пр.}}{\alpha_i}. \quad (6.54)$$

На рис. 6.18 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірного матеріалів G_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу за п'єзокоефіцієнтом в'язкості α_i для пари сірий чавун – легована сталь з відповідним приведеним модулем пружності E' .

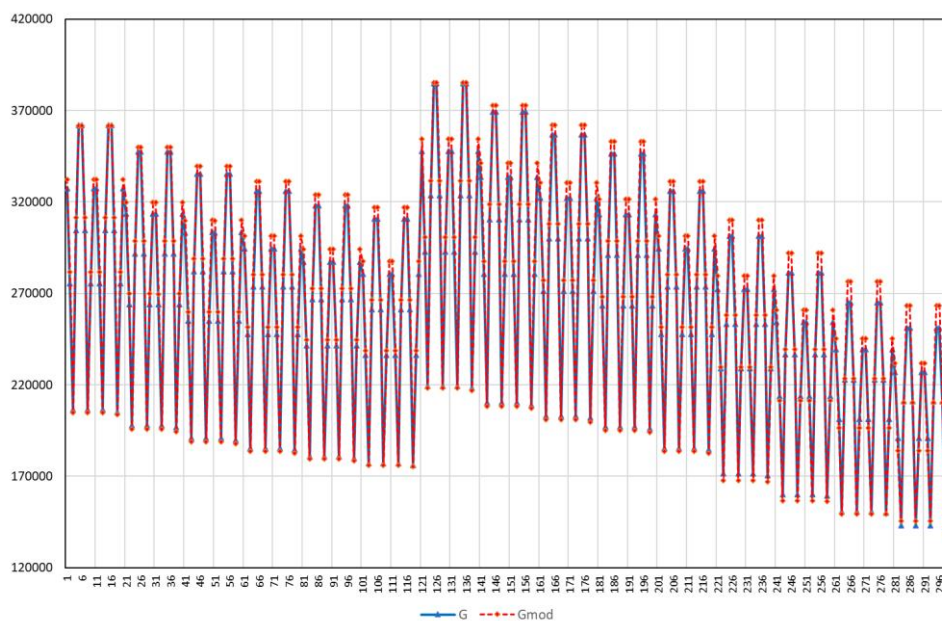


Рис. 6.18. Результати моделювання оцінки безрозмірного параметру матеріалів G_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу.

Таким чином, з урахуванням зміни ходу поршню в залежності від i -го кута повороту коленвалу та типу мастильного матеріалу, представимо безрозмірну

товщину мастильного шару H_i , як функцію безрозмірних змінних параметрів: швидкості U_i , навантаження W_i , матеріалів G_i та форми контакту Z_m згідно рівняння 2.46 (див. розділ 2):

$$H_i = f(U_i, W_i, G_i, Z_m). \quad (6.55)$$

Загальна сигнатура формули, що описує безрозмірну товщину мастильного шару H_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу (реологічних властивостей) мастильного матеріалу, як функцію безрозмірних змінних параметрів: швидкості U_i , навантаження W_i , матеріалів G_i та форми контакту Z_m , прийме наступного вигляду:

$$H_i = 4,73 \cdot U_i^{0,5} \cdot G_i^{0,476} \cdot W_i^{-0,09} \cdot Z_m. \quad (6.56)$$

Перевірка моделі за критерієм Фішера показала, що $F_{розр.} = 2.2578e^4$; $F_{табл.} = 5.56$. Отже, $F_{розр.} > F_{табл.}$, на що вказує на високий ступінь відповідності та адекватність значень. Похибка склала – не вище 8,2%.

На рис. 6.19 представлена графічна інтерпретація результатів моделювання оцінки безрозмірної товщини мастильного шару H_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу, як функцію безрозмірних змінних параметрів: швидкості U_i , навантаження W_i , матеріалів G_i та форми контакту Z_m .

Загальна сигнатура формули, що описує товщину мастильного шару h_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу, як функцію безрозмірних змінних параметрів: швидкості U_i , навантаження W_i , матеріалів G_i та форми контакту Z_m , згідно рівняння 2.52 (див. розділ 2), прийме наступного вигляду:

$$h_i = 4,73 \cdot 10^6 \cdot U_i^{0,5} \cdot G_i^{0,476} \cdot W_i^{-0,09} \cdot Z_m \cdot R_{пр}, [\text{МКМ}] \quad (6.57)$$

де $Z_m = 1 - \exp^{-0,68k}$ - параметр форми контакту внаслідок зносу згідно рівняння 2.46 (див. розділ 2);

k – параметр еліптичності згідно рівняння 6.19 (див. розділ 6);

U_i – безрозмірний параметр швидкості, який знаходиться за рівнянням 2.53 (див. розділ 2);

W_i – безрозмірний параметр навантаження, який знаходиться за рівнянням 2.50 (див. розділ 2);

G_i – безрозмірний параметр матеріалів, який знаходиться за рівнянням 2.51 (див. розділ 2);

R_{np} – приведений радіус кривин контактних поверхонь, який знаходиться за рівнянням 2.57 (див. розділ 2);

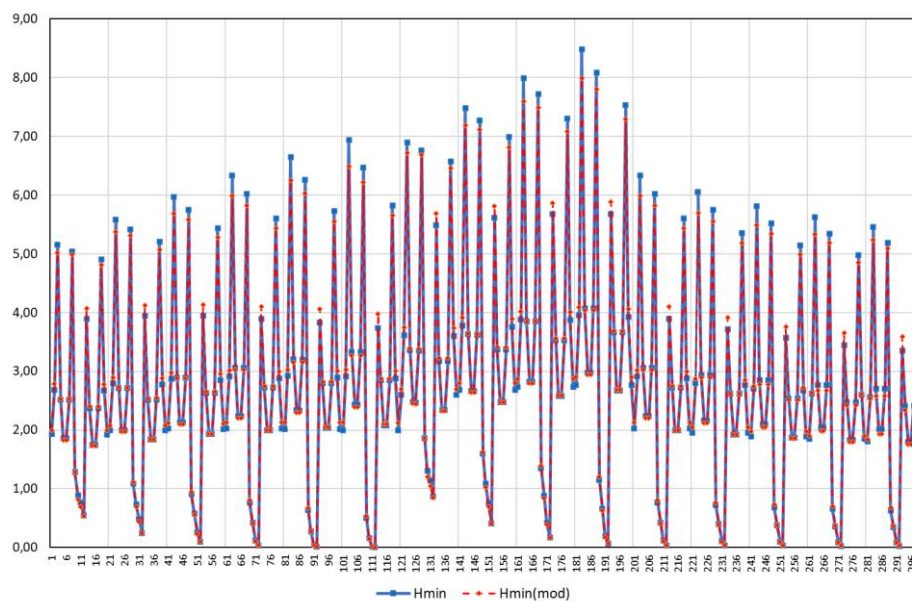


Рис. 6.19. Результати моделювання оцінки безрозмірної товщини мастильного шару H_i з урахуванням зміни ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) та типу мастильного матеріалу.

Таким чином, розроблена модель оцінки ефективності мащення (товщини мастильного шару h_i) в зоні фрикційного контакту між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру ДВЗ з урахуванням зміни ходу поршня та типу (реологічних властивостей) мастильного матеріалу, дозволить встановити згідно рівняння 6.56, домінуючу роль впливу безрозмірного параметру

швидкості U_i - на 50%, безрозмірного параметру матеріалів G_i - на 47,6% та безрозмірного параметру навантаження W_i - на 9% при усіх рівних умовах роботи вузлів ДВЗ.

За розрахунками моделі згідно рівняння 6.57, на рис. 6.20 побудована діаграма залежності товщини мастильного шару h_i від ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) при збільшенні кількості обертів n (лінійної швидкості V_i) для двох досліджуваних моторних олів за різним класом в'язкості η_0 : АРІАН Ультрагаз та ПРОТЕК STATGAS 40.

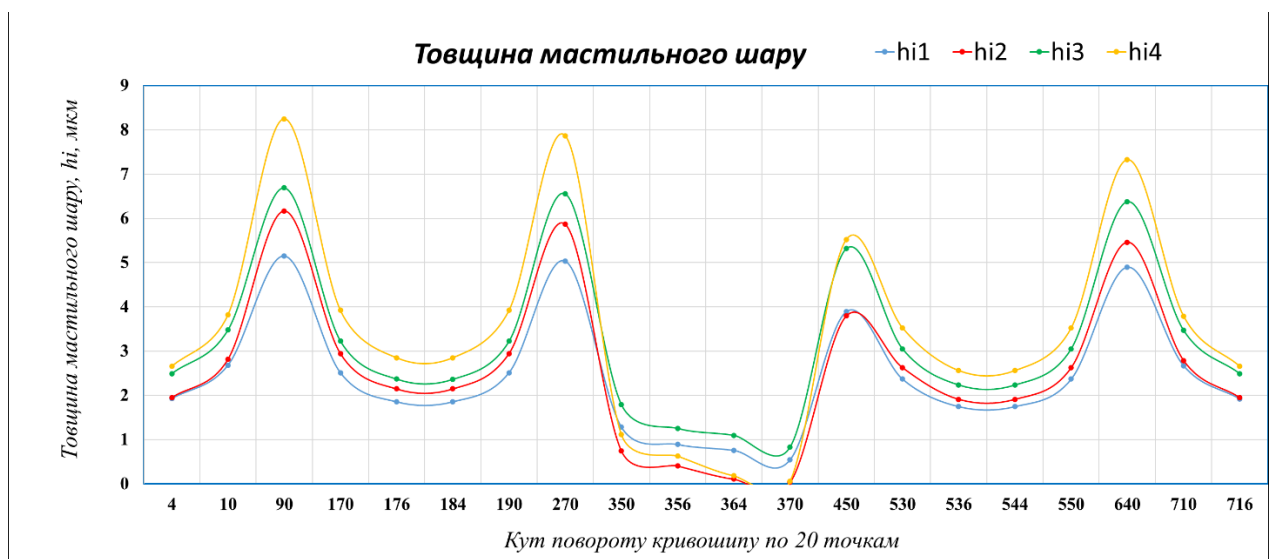


Рис. 6.20. Діаграма залежності товщини модифікованого шару h_i в зоні контакту між верхнім компресійним кільцем і гільзою циліндру ЦПГ ДВЗ від ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) при збільшенні кількості обертів n (лінійної швидкості V_i) для двох досліджуваних моторних олів за різним класом в'язкості η_0 : h_{i1} – олива АРІАН Ультрагаз, $n = 2000$ об/хв.; h_{i2} – олива АРІАН Ультрагаз, $n = 3500$ об/хв.; h_{i3} – олива ПРОТЕК STATGAS 40, $n = 2000$ об/хв.; h_{i4} – олива ПРОТЕК STATGAS 40, $n = 3500$ об/хв.

Згідно розробленої моделі оцінки товщини мастильного шару в залежності від ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) при застосуванні досліджуваних олів, встановлено (див. рис. 6.20), що на стадії впорскування (від 176 до 184 градусів) та випорскування (від 536 – 544 градусів) у н.м.т (нижній мертвій точці)

спостерігається стійке мікро-ЕГД мащення у зв'язку з тим, що формуються товщини більше 1 мкм. При збільшенні обертів двигуна, в зоні н.м.т. поліпшується ефективність мащення за рахунок збільшення товщини мастильного шару. Але, на стадії згорання (від 364 до 370 градусів) у в.м.т (верхній мертвій точці), товщина мастильного шару менше 1 мкм, причому, зі збільшенням обертів товщини ще більше зменшуються, погіршується режим рідинного тертя, який переходить у змішаний, а потім, у граничний режим мащення з характерними розривами мікро-ЕГД мастильного шару.

Згідно комплексної оцінки модифікування мастильних середовищ (див. рис. 3.1, розділ 3) за введеними критеріями, можна оцінити критерій режиму мащення λ згідно формули 3.1 (див. розділ 3), зафіксувавши пограничну межу переходу від стійкого мікро-ЕГД мащення при $\lambda = 3$, до змішаного мащення з характерною появою дискретних ділянок контакту по вершинах мікронерівностей.

Для цього були розроблені номограми оцінки ефективності мащення (рис. 6.21) та інтенсивності зношування (рис. 6.22) між верхнім компресійним кільцем і гільзою циліндру ДВЗ за різними реологічними властивостями (динамічної в'язкості η_0) моторних оливи, кількості обертів та ходу поршню (i -го кута повороту коленвала).

Згідно рис. 6.21 в зоні в.м.т. (коли значення i -го кута повороту коленвала складають 364 – 370 градусів), обидві моторні оливи знаходяться в режимі змішаного тертя ($\lambda \approx 2$), причому, збільшення обертів двигуна в даній зоні призводить ще до суттєвого зменшення товщини мастильного шару, тобто, до виникнення дискретних ділянок з інтенсивним розривами мікро-ЕГД мастильного шару, що передбачено протіканням граничного тертя, коли $\lambda < 1$.

Таким чином, встановлено суттєве погіршення ефективності мащення в зоні в.м.т. між верхнім компресійним кільцем і гільзою циліндру ДВЗ, яке можна пояснити порушенням стійкого мікро-ЕГД мащення, коли $\lambda < 3$ (див. рис. 6.21), яке супроводжується характерними розривами мікро-ЕГД мастильного шару (див. рис. 6.20), особливо, у випадку збільшення обертів двигуна.

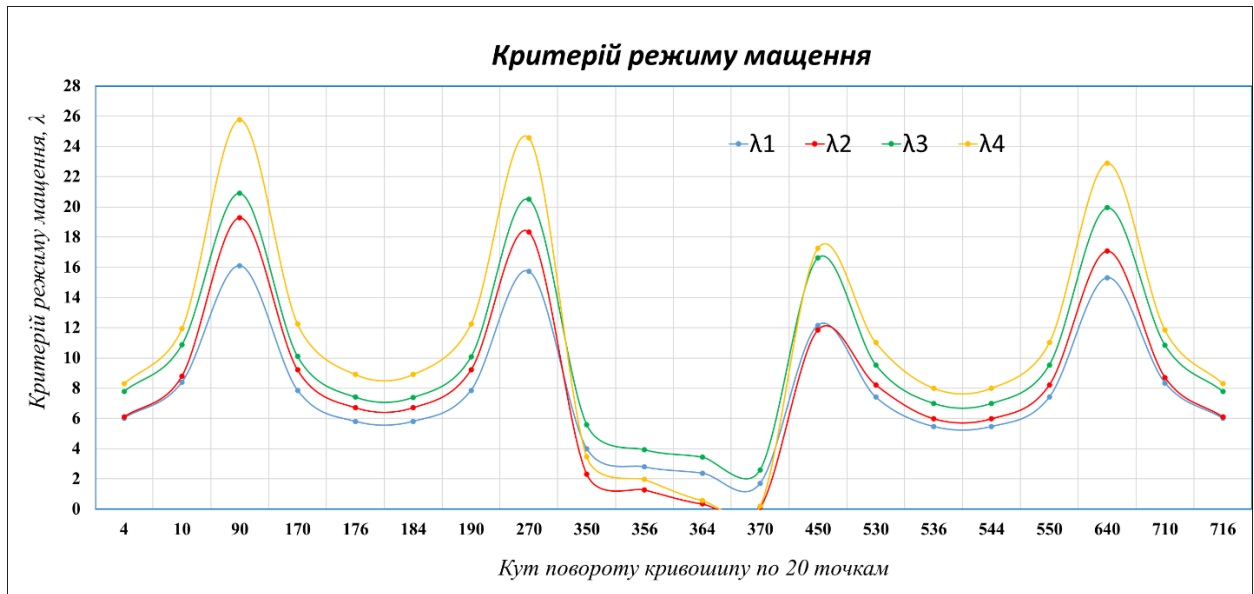


Рис. 6.21. Номограма ефективності мащення за критерієм режиму мащення λ в зоні контакту між верхнім компресійним кільцем і гільзою циліндру ЦПГ ДВЗ в залежності від ходу поршня (i -го кута повороту коленвалу) при збільшенні кількості обертів n (лінійної швидкості V_i) для двох досліджуваних моторних олів за різним класом в'язкості η_0 : λ_{i1} – олива APIAN Ультрагаз, $n = 2000$ об/хв.; λ_{i2} – олива APIAN Ультрагаз, $n = 3500$ об/хв.; λ_{i3} – олива ПРОТЕК STATGAS 40, $n = 2000$ об/хв.; λ_{i4} – олива ПРОТЕК STATGAS 40, $n = 3500$ об/хв.

Підвищення ефективності мащення вузлів тертя ДВЗ в умовах граничного тертя згідно комплексної оцінки модифікування мастильних середовищ (див. рис. 3.1, розділ 3) забезпечується модифікуванням мастильних середовищ відповідними ХАР або ПАР, з метою створенням на поверхнях тертя міцних ХМГШ або СОП з оптимальною структурною пристосовуваністю до екстремальних умов роботи.

Згідно розробленої номограми інтенсивності зношування в зоні контакту між верхнім компресійним кільцем і гільзою циліндру ЦПГ ДВЗ в залежності від ходу поршню (i -го кута повороту коленвалу) та типу (реологічних властивостей) мастильного матеріалу, встановлено (див. рис. 6.22), що на стадії згорання в зоні н.м.т, в тому числі, при збільшенні кількості обертів коленвалу ДВЗ, інтенсивність зношування для обох олів мінімальне. Але по мірі наближення до зони в.м.т. (з 270 градусів), починаються інтенсифікуватись зношувальні

процеси, досягаючи максимальних значень в зоні в.м.т. (364 – 370 градусів). Причому, для оливи АРІАН Ультрагаз за низьким класом в'язкості інтенсивність зношування виглядає більш суттєвою в порівнянні з оливою ПРОТЕК STATGAS 40, що має вищий клас в'язкості. Збільшення обертів прогнозовано інтенсифікує зношувальні процеси для обох моторних олиव.

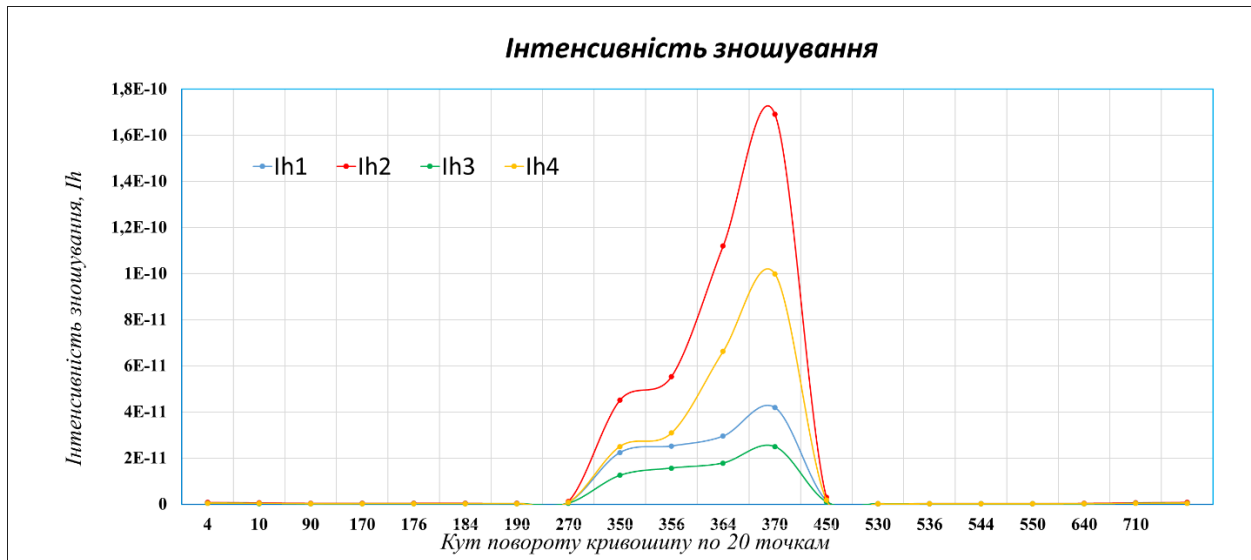


Рис. 6.22. Номограма інтенсивності зношування I_h в зоні контакту між верхнім компресійним кільцем і гільзою циліндру ЦПГ ДВЗ в залежності від ходу поршню (i -го кута повороту коленвала) при збільшенні кількості обертів n (лінійної швидкості V_i) для двох досліджуваних моторних олив за різним класом в'язкості η_0 : I_{hi1} – олива АРІАН Ультрагаз, $n = 2000$ об/хв.; I_{hi2} – олива АРІАН Ультрагаз, $n = 3500$ об/хв.; I_{hi3} – олива ПРОТЕК STATGAS 40, $n = 2000$ об/хв.; I_{hi4} – олива ПРОТЕК STATGAS 40, $n = 3500$ об/хв.

Таким чином, використання олив з більш високим класом в'язкості на стадії згорання у в.м.т., має суттєве зменшення інтенсивності зношування пар тертя (див. рис. 6.22), але при збільшенні обертів двигуна спостерігається інтенсифікація зношувальних процесів для обох моторних олив, що характерно для граничного тертя (див. рис. 6.21). Підвищення ефективності мащення і зносостійкості пар тертя у відповідних умовах досягається тільки за рахунок модифікування мастильних середовищ відповідними ХАР або ПАР згідно

запропонованої концепції модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ (див. підрозділ 3.1, розділ 3).

Висновки до розділу 6.

1. Розроблено математичну модель напружено-деформованого стану фрикційного контакту тертя з урахуванням зміни фактичної форми контакту при збільшенні контактного навантаження. Встановлено, що збільшення еліптичності або відношення радіусів кривин в межах всього діапазону точкової форми контакту, призводить до зменшення максимальних контактних напружень - на 90%, до зменшення деформацій - на 86%; у підповерхневій зоні контакту спостерігається зменшення контактних (дотичних) напружень - на 85%, а положення локалізації максимальних дотичних напружень зменшується за глибиною Z – на 86% і за напрямом кочення X – на 83% відповідно. Визначено, що збільшення еліптичності форми контакту сприяє перерозподілу контактного напруження на 3% більше в ортогональному напрямку кочення, ніж по глибині.

2. Проведений попередній порівняльний аналіз результатів експериментальних досліджень за плануванням експерименту і результатів розрахунків за Хемроком-Даусоном, які використали 34 комбінацій впливу кожного параметру на мінімальну і центральну товщини мастильного шару. В результаті, була встановлена задовільна розбіжність впливу кожного безрозмірного параметру на мінімальну і центральну товщини мастильного шару відповідно: для безрозмірного параметру швидкості U – не вище 12% і 14% для усіх досліджуваних олив відповідної в'язкості η_0 ; для безрозмірного параметру навантаження W – не вище 11% і 13%; для безрозмірного параметру форми контакту β - не вище 13% і 18%; для безрозмірного параметру матеріалів G – не вище 20% і 24% для усіх груп досліджуваних матеріалів ($G1 - G4$).

3. Встановлено домінуючу роль впливу безрозмірного параметру швидкості на мінімальну товщину на виході з контакту і товщину мастильного шару в центральній області мікро-ЕГД контакту для підшипникових вузлів тертя відповідно - на 67% і 66%, безрозмірного параметру матеріалів - на 48% і 55%,

безрозмірного параметру навантаження - на 7,6% і 5,9% згідно математичного моделювання оцінки ефективності мащення у вигляді оптимальних емпіричних рівнянь.

4. За результатами математичного моделювання оцінки товщини мастильного шару, розроблена номограма підбору оптимального типу мастильного матеріалу за класом в'язкості до конкретного підшипнику кочення з відповідною форми контакту і з можливістю зворотного вибору кулькового підшипнику з оптимальною форми контакту за типом штатного мастильного матеріалу згідно критерію режиму мащення, що характеризує стійке мікро-ЕГД мащення при $\lambda > 3$.

5. Розроблено математичну модель оцінки товщини мастильного шару між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру ДВЗ з урахуванням зміни ходу поршня та кількості обертів двигуна та типу (реологічних властивостей) мастильного матеріалу. Встановлено домінуючу роль впливу безрозмірного параметру швидкості - на 50%, безрозмірного параметру матеріалів - на 47,6% та безрозмірного параметру навантаження - на 9%.

6. За результатами моделювання оцінки товщини мастильного шару та інтенсивності зношування в зоні фрикційного контакту між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру ДВЗ, розроблені номограми оцінки ефективності мащення та інтенсивності зношування вузлів ДВЗ за реологічними властивостями (динамічної в'язкості η_0) моторної оливи, кількості обертів та ходу поршню (i -го кута повороту коленвалу) двигуна, що дає можливість підібрати оптимальний тип мастильного матеріалу для реалізації стійкого мащення та зносостійкості вузлів тертя для екстремальних умов роботи.

РОЗДІЛ 7. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ КОНЦЕПЦІЇ МЕТОДОЛОГІЇ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МАЩЕННЯ ТА ЗНОСОСТІЙКОСТІ ВУЗЛІВ ТЕРТЯ В ЕКСТРЕМАЛЬНИХ УМОВАХ РОБОТИ

Основні результати досліджень за відповідним розділом відображені за особистим внеском здобувача у наступних публікаціях – [40,45,47–50,73,75,129-130,132,156].

Запропоновані нова концепція методології підвищення ефективності мащення та зносостійкості пар тертя та новий критеріальний підхід комплексної оцінки модифікування мастильних середовищ (див. розділи 2 і 3), дозволяє оцінювати режими мащення від рідинного (ЕГД) до граничного режиму мащення за 6-ма критеріями (див. таблиця 3.1, розділ 3) згідно контактно-механічних, реологічних та фізико-хімічних аспектів для вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, тобто, в умовах недостатнього мащення, нестационарного тертя та низькотемпературного запуску.

Для визначення контактно-механічних аспектів підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя, була розроблена математична модель напружено-деформованого стану фрикційного тертя при зміні фактичної форми контакту (див. підрозділ 6.2, розділ 6).

Щодо визначення реологічних та фізико-хімічних аспектів підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя, були розроблені двоетапна оцінка щодо встановлення оптимального якісного та кількісного хімічного складу мастильних середовищ (сумішей та модифікованих олів) із досліджуваними хімічно-активними компонентами (див. підрозділи 4.4, розділ 4 та 5.1, розділ 5), математичні моделі оцінки ефективності мащення та зносостійкості підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ у вигляді оптимальних емпіричних рівнянь (див. підрозділи 6.4 і 6.5, розділ 6). За відповідними моделями були розроблені спеціальні номограми підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів тертя (див. підрозділи 6.4 і 6.5, розділ 6) за критеріями режиму мащення та форми контакту для підшипникових вузлів тертя

з урахуванням реологічних властивостей мастильних матеріалів, ходом поршню та швидкості обертів для ДВЗ та температурним критерієм для вузлів ДВЗ для корегування фізико-хімічного складу модифікованих олив.

Таким чином, результати відповідної нової концепції, критеріального підходу і моделей надали можливість провести розробки модифікованих олив до екстремальних умов роботи у підшипникових вузлів тертя, вузлів ДВЗ та суміщених системах гібридної техніки та забезпечити їх впровадження у виробництво. Надалі, для підтвердження результатів розробки і впровадження, необхідно було провести подальші прискорені та довготривалі стендові і експлуатаційні випробування на оригінальній техніці в реальних умовах експлуатації.

7.1. Авіаційна олива для систем мащення підшипникових вузлів тертя авіаційного газотурбінного двигуна типу ДР-59л для газоперекачувальних агрегатів та турбогенераторів.

Транзитні країни, що постачають природний газ, як Україна, має власні газоперекачувальні агрегати (ГПА) для компримування і постачання природнього газу для внутрішнього забезпечення газом в країні та для експорту за кордон, де в якості приводів використовуються конвертовані авіаційні або судові газотурбінні двигуни, що мають модифікацію базового двигуна (газогенератору) та силову турбіну, яка приводить до обертання нагнітач ГПА.

Авіаційні (турбінні) оливи, що використовуються для мащення газотурбінного двигуна, повинні мати високі термоокиснювальну стабільність і триботехнічні властивості [169]. Екстремальні умови роботи підшипникових вузлів тертя пов'язані з недостатнім мащенням, яке виникає внаслідок випаровування легких фракцій при контакті з більш нагрітими стінками мастильних порожнин приводу через ущільнення валів, що обертаються. Таким чином, відповідна олива повинна забезпечувати нормальний режим зношування контактних поверхонь підшипникових вузлів тертя газогенератору і мати

стабільний фракційний склад, щоб набути необхідної несучої здатності у відповідних умовах [269]. Крім того, в умовах непередбаченого прориву газів через ущільнення силової турбіни ГПА на поверхнях тертя вузлів газогенератору може випадково потрапити вода, а при високонавантажених умов роботи газогенератору може виникнути інтенсивне перемішування оливи у трибоспряженні, що може призвести до виникнення кавітації [7,228]. Для таких екстремальних умов роботи, важливими є деемульгуючі та антипінні властивості.

Таким чином, для розробки такої відповідальної оливи потрібен комплексний підхід щодо надання оптимальних реологічних та триботехнічних характеристик, достатніх термоокиснювальних, антипінних і деемульгуючих властивостей, для чого необхідно мати такий збалансований фізико-хімічний склад модифікованих олив, щоб забезпечити оптимальну контактну-механічну, реологічну і фізико-хімічну стабільність модифікованих шарів щодо створення міцних ХМГШ або СОП, які мають задовільну структурну пристосовуваність відповідних шарів до нормального протікання процесів тертя та зношування.

З урахуванням вищенаведених вимог та наведених результатів для підшипникових вузлів тертя (див. підрозділ 6.4, розділ 6) шляхом модифікування мастильного середовища, створена нова композиція модифікованої авіаційної (турбінної) оливи АРІАН МС-8пн (виробник ТОВ «ЗТМ АРІАН») – надалі скорочено «МС-8п».

Для забезпечення оптимальних протизношувальних і реологічних властивостей до складу оливи був введений повний алкоксієфір фосфорної кислоти для складного ефіру з вуглеводневим радикалом C_3-C_8 . Ця речовина є менш токсичною в порівнянні з трикрезілфосфатом, що використовується у штатному складі для таких типів олив. З метою запобігання виникнення холодного заїдання в умовах високих навантажень та оцінивши склад за 6-ма критеріями (див. підрозділ 3, розділ 3), до авіаційної оливи МС-8п був введений модифікатор тертя сульфідної групи EP в концентрації 2,1% згідно попередніх позитивних результатів (див. підрозділ 4.4, розділ 4). Підвищення

термоокиснювальних властивостей досягалося введенням в поєднанні складових амінного типу.

Детальні кваліфікаційні дослідження модифікованої авіаційної (турбінної) оливи МС-8п, описані в розділі 4.

Для підтвердження попередніх кваліфікаційних досліджень, були проведені стендові випробування дослідного зразку модифікованої оливи МС-8п (таблиця 7.1) в сертифікованій заводській лабораторії ВАТ ВНДІНП (Протокол випробувань на рис. Г.1 в Додатку Г від розробника штатної авіаційної оливи МС-8п за ОСТ 38.01163-78, яка була вибрана для порівняння).

Отримані результати (див. таблицю 7.1) свідчать про те, що згідно основним фізико-хімічним і триботехнічним показникам, модифікована авіаційна олива МС-8п має кращі характеристики за протизношувальними властивостями (діаметр плями зношування D_z і критичне навантаження P_k) і термоокиснювальним властивостям (термоокиснювальна стабільність) в порівнянні зі штатною авіаційною оливою МС-8п за ОСТ 38.01163-78. Крім того, підтверджені задовільні деемульгуючі та антипінні показники.

Надалі були проведені довготривалі експлуатаційні випробування модифікованої оливи МС-8п під наглядом на компресорній станції КС-4 „Зіньківська” Диканського ЛВУМГ (УМГ «Київтрансгаз» НАК «Нафтогаз України») згідно розробленої програми випробувань протягом 8000 м/годин на стаціонарному конвертованому газотурбінному двигуні марки ДР59Л виробництва ПО „Зоря-Машпроект”, м. Миколаїв. Двигун був вибраний після капітального ремонту з напрацюванням 4914 м/годин, а загальне напрацювання складало 53202 м/години.

Протягом випробувань, лабораторією КС-4 „Зіньківська” регулярно здійснювався контроль якості модифікованої оливи МС-8п за фізико-хімічними властивостями кожні 300 м/годин, а інженерами КС-4 „Зіньківська” робився замір основних фізико-хімічних показників.

Після закінчення випробувань було встановлено:

1. надійну роботу за всіма режимами – низькотемпературний запуск і період прогрівання;

Таблиця 7.1. Порівняння основних фізико-хімічних і триботехнічних показників дослідного зразку модифікованої авіаційної оливи МС-8п (АРІАН МС-8пн) і штатної авіаційної оливи МС-8п за ОСТ 38.01163-78.

| Найменування показників | Авіаційна олива МС-8п (ОСТ 38.01163-78) | Авіаційна олива МС-8п |
|--|--|--|
| 1. В'язкість кінематична: а) при 50 °С, мм ² /с, не менше б) при мінус 40 °С, мм ² /с, не більше | 8,0 4000 | 8,08 3166 |
| 2. Температура застигання, °С, не вище | мінус 55 | мінус 57 |
| 3. Температура спалаху, визначена в закритому тиглі, °С, не нижче | 150 | 157 |
| 4. Термоокиснювальна стабільність при 150°С впродовж 50 годин (швидкість повітря 10±0,5л/год): а) в'язкість кінематична при 50°С після окиснення, мм ² /с, не більше б) кислотне число після окиснення, мг КОН на 1г оливи, не більше с) масова частка осаду після окиснення, %, не більше д) корозія на платівках після окиснення, мг/см ² , не більше: * сталь ШХ-15; * мідь М-1 або М-2; * алюмінієвий сплав АК-4. | 10 0,4 0,1 відсут. ±0,2 відсут. | 8,47 0,37 0,031 відсут. відсут. відсут. |
| 5. Випаровування при атмосферному тиску на протязі 3 годин при 150°С, швидкість подачі повітря 1,5л/хв., %, не більше • В'язкість кінематична при мінус 40°С після випаровування, мм ² /с, не більше | 10 5000 | 1,81 4000 |
| 6. Змащувальні властивості, визначені на машині тертя ЧКМ при температурі навколишнього середовища: а) критичне навантаження (Р _к), кгс, не менше б) діаметр плями зношування (D _з) при осьовому навантаженні 196Н, мм, не більше | 50 0,5 | 56 0,3 |
| 7. Час деемульсації, с, не більше | Не нормується | 70 |
| 8. Пінність (ГОСТ 21058): а) висота стовпа піни, мм: • при 25 °С; • при 95 °С; • при 25 °С (після 95°С) б) час руйнування піни, с, не більше: • при 25 °С; • при 95 °С; • при 25 °С (після 95°С) | Не нормується | 5 2 5 15 5 13 |

2. поліпшену термоокиснювальну стабільність за зміною в'язкості – на 18%, за зменшеним кислотним числом – на 8%; за зменшеною масовою часткою осаду після окиснення – у 3,2 рази;

3. підвищені протизношувальні показники за збільшеним критичним навантаженням – на 12%; за зменшеним діаметром плями зношування – на 67%;

4. необхідні норми за високотемпературними відкладенням у вигляді нагарів й лаків;

5. мінімальні витрати оливи на випаровування (зменшення випаровування практично у 5 разів) внаслідок застосування якісної базової основи і задовільної сумісності з гумотехнічними ущільненнями;

6. задовільні деемульгуючі та антипінні властивості.

Таким чином, згідно акту завершення довготривалих експлуатаційних випробувань, модифікована олива МС-8п витримала випробування в повному обсязі і була рекомендована до застосування в системах мащення ГТД марки ДР-59л.

Після проведення експлуатаційних випробувань на модифікованій оливі МС-8п, було виконане часткове розбирання підшипнику кочення та проведені фрактографічні дослідження доріжок тертя у локальній зоні контакту поверхні обойми підшипнику на растровому електронному мікроскопі NEOSCOPE JCM 5000 (див. рис. 5.18).

Мікрофотографії доріжок тертя (рис. 7.1) на растровому електронному мікроскопі, дозволили зробити зображення зони контакту доріжок тертя зі збільшенням до 20 000 разів та дозвільною здатністю до 20 нм.

Відповідні мікрофотографії (див. рис. 7.1) свідчать про структурну пристосованість та адаптування хімічно-модифікованих граничних шарів (ХМГШ) в локальній зоні доріжок тертя обойми підшипників з характерною оплавленою та монолітною структурою поверхні та з деякою зернистістю після напрацювання 8000 м/годин.

Програма експлуатаційних випробувань, акт завершення випробувань і акт впровадження модифікованої оливи МС-8п (АРІАН МС-8пн) для застосування в

системі мащення ГТД ГПА марки ДР-59л представлені на рис. Г.2, Г.3.1, Г.3.2, Г.4 в Додатку Г відповідно.

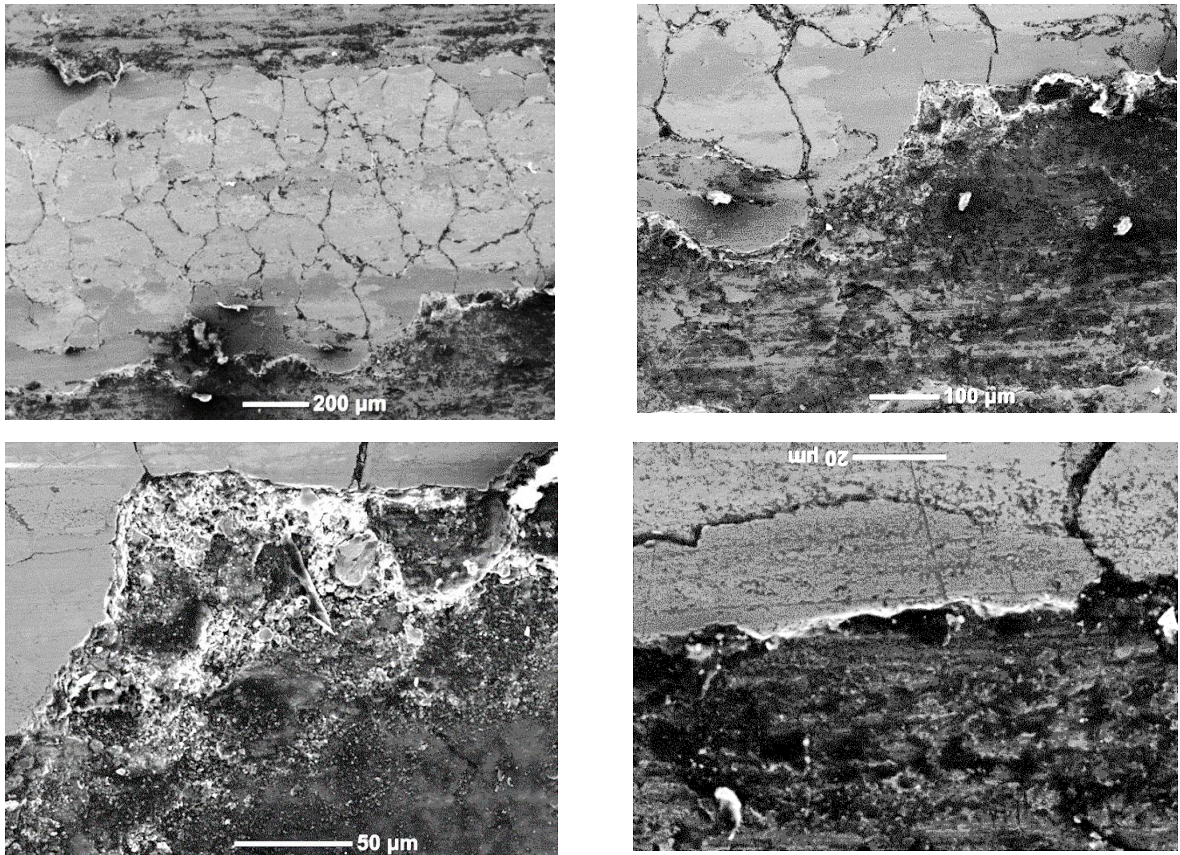


Рис. 7.1. Мікрофотографії доріжок тертя локальної зони контакту поверхні обойми підшипника кочення після напрацювання 8000 м/годин на модифікованій оливі МС-8п зі збільшенням зображення у 500; 1000; 2000; 5000 разів відповідно.

Надалі були проведені дослідження довговічності кулькових підшипників кочення SKF за коефіцієнтом мастильної дії (ефективності мащення) k_{SKF} за методикою, описаної в авторській монографії [40].

Коефіцієнт мастильної дії k_{SKF} оцінює ефективність мащення і дозволяє за відношенням максимально допустимої в'язкості до фактичної в'язкості, оцінити скоректовану (фактичну) довговічність L_{10A} в мільйонах обертів підшипників, які працюють в екстремальних умовах роботи при недостатньому мащенні, за наступною формулою:

$$L_{10A} = k_{SKF} \cdot L_{10}. \quad (7.1)$$

де k_{SKF} – коефіцієнт мастильної дії в екстремальних умовах роботи;
 L_{10A} – скоректована фактична довговічність, в мільйонах обертів;
 L_{10} – розрахункова довговічність, на який розрахований підшипниковий вузол в умовах нормальної експлуатації, в мільйонах обертів.

Коефіцієнт мастильної дії k_{SKF} визначається за відношенням максимально допустимої в'язкості до фактичної в'язкості η/η_1 за допомогою номограми підбору мастильного матеріалу для відповідних кулькових підшипників SKF (рис. 7.2) [253].

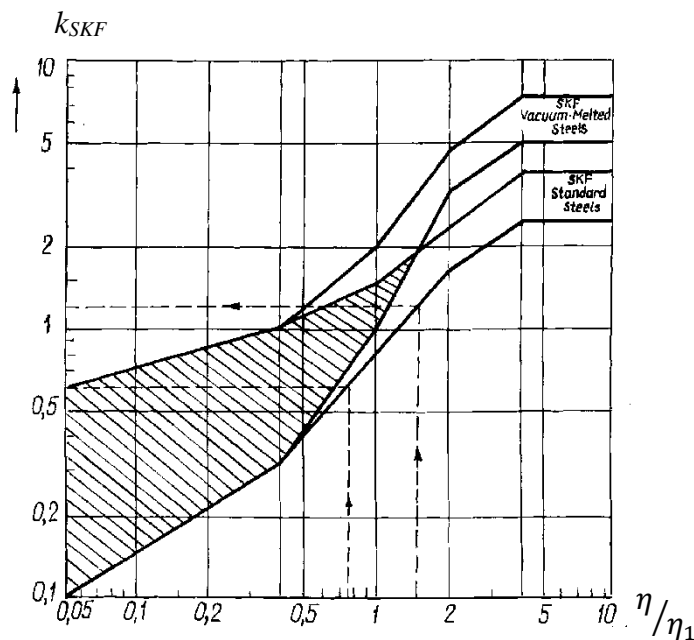


Рис. 7.2. Номограма визначення коефіцієнту мастильної дії k_{SKF} за відношенням максимально допустимої в'язкості до фактичної в'язкості η/η_1 для кулькових підшипників кочення SKF [253].

Розрахункова довговічність L_{10} знаходиться за довідником SKF на відповідний кульковий підшипник кочення, який розрахований для режиму нормальної експлуатації в мільйонах обертів.

На прикладі модифікованої авіаційної оливи АРІАН МС-8пн (МС-8п), визначимо скоректовану (фактичну) довговічність L_{10A} в мільйонах обертів для кулькових підшипників кочення, що працюють в екстремальних умовах роботи. Фактична динамічна в'язкість η_1 , що була визначена на ротаційному

віскозиметрі в атмосферних умовах (див. табл. 4.5, розділ 4) для оливи МС-8п, дорівнює 0,185 Па·с. Оптимальна форма контакту (відношення радіусів кривин β) для підшипнику кочення при мащенні на відповідній оливі в нормальному режимі експлуатації, складає близько 9 (див. рис. 6.15, розділ 6).

В екстремальних умовах роботи при недостатньому мащенні збільшуються тиски в зоні мікро-ЕГД контакту, що приводять за реологічним критерієм $\alpha_{сер}$ у виразі 3.3 (див. розділ 3) до збільшення в'язкості при максимально допустимому тиску відносно в'язкості в атмосферних умовах. Для реалізації стійкого мікро-ЕГД мащення (при $\lambda \geq 3$) підшипників, олива повинна мати запас рівня в'язкості до максимально допустимого значення η при роботі в екстремальних умовах. Максимально допустиме значення η для оливи МС-8п, складає 0,3 Па·с згідно розробленої номограми ефективності мащення для підшипникових вузлів (див. рис. 6.15, розділ 6). Причому, при експлуатації в екстремальних умовах роботи на максимально допустимій в'язкості, підшипник треба замінити на інший підшипник з оптимальною формою контакту, близько 4, для нашого випадку.

Модифікована авіаційна олива МС-8п, має запас рівня в'язкості до максимального значення (відношення η/η_1) у 1,62 рази більше, ніж при експлуатації в нормальному режимі. За номограмою (див. рис. 7.2) коефіцієнт мастильної дії k_{SKF} , що характеризує ефективність мащення в екстремальних умовах роботи, дорівнює 1,25 за встановленим відношенням в'язкості η/η_1 при застосуванні стандартних матеріалів в якості трибопари підшипнику (ШХ-15 в якості індентору, Ст40Х в якості контртіла).

Таким чином, за формулою 7.1 можна збільшити на 25% довговічність кулькових підшипників кочення SKF в мільйонах обертів, що працюють в екстремальних умовах роботи. Тобто, якщо підшипник розрахований на 1 мільйонів обертів (L_{10}) в режимі нормальної експлуатації, то для забезпечення стійкого мікро-ЕГД мащення в екстремальних умовах роботи, можна на 250 000 обертів (на 25%) підвищити довговічність підшипників (L_{10A}) за рахунок

закладеного запасу в'язкості у модифікованій оливі та оптимальної форми контакту.

7.2. Моторні оливи для систем мащення газових двигун-генераторів типу ДВГА для когенераційних установок та газових двигунів САТ.

Одним із принципів державної політики у сфері енергоефективності згідно Закону України «Про енергетичну ефективність» є стимулювання комбінованого виробництва електричної та теплової енергії (когенерації) високоефективною когенераційною установкою [159].

Використання газу, як палива, поширюється завдяки його відносно низької вартості в порівнянні з дизельним паливом або бензином. Низька собівартість виробленої в когенераційній установці (КГУ) електроенергії дозволяє отримувати прибуток, достатній для того, щоб окупити капітальні витрати на спорудження установки протягом 2,4 ÷ 2,8 років в залежності від вартості газу та існуючих тарифів на електричну та теплову енергію. КГУ для комбінованого виробництва електричної енергії і тепла створені на базі стаціонарних газових двигун-генераторів (ДВГА) з утилізацією теплоти випускних газів, води для охолодження двигуна, відпрацьованої моторної оливи і газоповітряної суміші після турбоагнітувача. Теплота, що утилізується від охолодження двигуна та відпрацьованих газів, у вигляді гарячої води подається в систему гарячого водопостачання, опалення або використовується в технологічних операціях і в абсорбційних холодильних машинах. При цьому, теплова потужність установки перевищує електричну приблизно на 20 %, а сумарний ККД досягає 90 %, що забезпечує скорочення до 40 % споживання палива в порівнянні з розподільним виробництвом теплової і електричної енергії та більш швидко окупність когенераційної установки.

До того ж, в порівнянні з паливом, газ має цілий ряд переваг:

- Зниження токсичності відпрацьованих газів, що позитивно впливає на екологію;

- Збільшення терміну служби моторної оливи - газоповітряна суміш не змиває мастильну плівку з внутрішніх стінок циліндрів і не розріджує оливу в картері двигуна.

- Висока стійкість до детонації, що практично виключає її шкідливу дію на деталі двигуна. Октанове число у газовому паливі складає більше 100 одиниць.

- Поліпшення паливної економічності ДВЗ за рахунок роботи двигуна на більш бідній паливній суміші (залежить від режиму експлуатації двигуна).

- Збільшення терміну служби свічок.

З урахуванням вищенаведених вимог, розроблених моделей та номограм підвищення ефективності мащення та зносостійкості вузлів ДВЗ в зоні локального контакту між верхнім компресійним кільцем і внутрішньої стінки гільзи циліндру ЦПГ шляхом модифікування мастильного середовища, створені нові композиції моторної оливи АРІАН Ультрагаз (виробник ТОВ «ЗТМ АРІАН»), надалі скорочено - «Ультрагаз», та моторних олив ПРОТЕК STATGAS 40 та ПРОТЕК STATGAS 40 МА (виробник ТОВ «КСМ ПРОТЕК»). Модифікована моторна олива Ультрагаз спеціально розроблена для довготривалих експлуатаційних випробувань на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-500 для КГУ, а модифіковані моторні оливи ПРОТЕК STATGAS 40 та ПРОТЕК STATGAS 40 МА для довготривалих експлуатаційних випробувань на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-630 та на газовому двигуні САТ 3520В відповідно.

7.2.1. Експлуатаційні випробування модифікованої моторної оливи для систем мащення газових двигун-генераторів типу ДВГА для когенераційних установок.

а) Експлуатаційні випробування щодо витрати оливи на випаровування.

Згідно попередніх кваліфікаційних випробувань, в підрозділі 5.4.2 представлені результати триботехнічних властивостей, а в підрозділі 5.5 –

результати температурних полів на УАСТ в нестационарних умовах тертя модифікованої моторної оливи Ультрагаз, що є необхідними для оптимального вибору і модифікування базової основи з відповідними наномодифікаторами тертя. Для забезпечення оптимальних протизношувальних і протизадирних властивостей, до складу базової оливи був введений ультрадисперсний наномодифікатор тертя СФС в концентрації 2% згідно попередніх позитивних результатів. Для зменшення витрат моторної оливи на випаровування, в якості базової основи застосовувалась гідрокрекінгова основа 3-ої групи, яка впродовж 1 години при 250⁰С випаровується до 11% за NOACK згідно паспорту виробника.

Екстремальні умови роботи газових потужних дизель-генераторів виникають в умовах недостатнього мащення, яке пов'язано з тим, що моторна олива не встигає потрапляти до точок мащення внаслідок низькотемпературного запуску та суттєвого випаровування моторної оливи впродовж прогрівання до високих температур, тим самим, інтенсифікуючи зношувальні та корозійні процеси. Таким чином, з урахуванням вищенаведених вимог, були проведені довготривалі експлуатаційні випробування модифікованої моторної оливи Ультрагаз під наглядом у виробника газового двигун-генератора ДВГ1А 500-1: АТВТ «Первомайськдизельмаш», м. Первомайськ, Миколаївська обл. у 4 етапи:

1. На першому етапі перевірялась якість базової основи через витрати моторної оливи на випаровування.

2. На другому етапі оцінювались триботехнічні властивості наномодифікаторів тертя СФС в оптимальній концентрації методом мікрометричного вимірювання лінійного зносу між трьома компресійними кільцями і внутрішньою стінкою гільзи циліндру вздовж та поперек колінчастого валу до і після випробувань.

3. На третьому етапі перевірялись фізико-хімічні показники і диспергуюча здатність оливи після 4160 м/годин напрацювання з проведенням відповідної ревізії двигуна, що включала в себе виїмку шатунно-поршневої групи (ШПГ) всіх циліндрів.

4. На четвертому етапі за допомогою фрактографічних та мікродифракційних досліджень, оцінювався атомно-ваговий склад новоутворених модифікованих шарів в зоні локального контакту до і після випробувань щодо встановлення їх структурної пристосовуваності до екстремальних умов роботи.

На першому етапі, впродовж випробувань, двигун-генератор працював паралельно із заводською е/мережею в діапазоні середніх навантажень, що визначені за періоди замірів питомих витрат оливи на випаровування, від 245 до 378 кВт. Визначення питомої витрати оливи на випаровування здійснювалось на основі замірів рівня оливи у баку та зняття показів лічильника мотогодин та виробленої електроенергії двигун-генератору. Зміна рівня оливи у баку і зняття показів лічильника мотогодин та виробленої е/енергії фіксувалось за різні проміжки часу. Чисельні значення питомої витрати оливи розраховувались як частка від ділення кількості оливи, виробленої за час контролю зниження рівня оливи у баку, на середнє навантаження двигуна за час вимірювань і на тривалість вимірювань, тобто, питома втрата оливи розраховувалась за наступною формулою:

$$g_M = (\Delta G_M \cdot 10^3) / (T \cdot P_E) \text{ [г/кВт} \cdot \text{год]}, \quad (7.2)$$

де ΔG_M – кількість відпрацьованої маси оливи при вимірюванні, кг;

T – тривалість вимірювання, годин;

P_E – середнє навантаження двигун-генератора за час вимірювання, кВт.

В ході випробувань для оцінювання фізико-хімічних характеристик оливи Ультрагаз через кожні 200 ÷ 350 годин відбирався зразок оливи. Параметри оливи в системі мащення двигуна були наступними: температура оливи на вході в двигун знаходилась в межах 47 – 61 °С, тиск оливи до фільтру, тиск оливи на вході в двигун і тиск при розрядженні в картері двигуна складали в середньому відповідно 3,3 кгс/см², 2,7 кгс/см², 15 мм вод. ст. За 4160 м/годин напрацювання двигун-генератору зниження рівня оливи в мірній скляній трубці маслобаку склало 1440 мм, що відповідає загальній ваговій витраті оливи 1029,6 кг (на 1 мм

зміни рівня припадає 0,715 кг оливи, що визначається шляхом доливання у оливний бак звуженої порції).

Середня питома витрата оливи згідно формули 7.2 за весь період випробувань (для середнього навантаження 300 кВт) склав: $g_M = (1029,6 \cdot 10^3)/(4160 \cdot 300) = \underline{0,825 \text{ г/кВт}\cdot\text{год}}$. Результати визначення питомої витрати модифікованої моторної оливи Ультрагаз впродовж 4160 м/годин напрацювання занесені в таблицю Д.1 в Додатку Д. Для порівняння при експлуатації на штатній оливі М-10Г₂ЦС ГОСТ 12337-87 в робочому режимі двигун-генератору, норма питомої середньої витрати оливи на випаровування складає $g_M = \underline{0,9 \text{ г/кВт}\cdot\text{год}}$ [13].

Таким чином, модифікована олива Ультрагаз має більш високий рівень стабільності проти випаровування, що підтверджується 9% зниженням витрати оливи на випаровування в порівнянні зі штатною оливою, що виготовляється на мінеральній базовій основі І-ої групи. Таке суттєве зниження витрат оливи на випаровування збільшує ресурс напрацювання двигун-генератору за рахунок оптимально підібраної базової основи шляхом її модифікування та забезпечує безаварійну роботу двигун-генератору в екстремальних умовах експлуатації.

б) Експлуатаційні випробування модифікованої оливи на лінійний знос.

На другому етапі, оцінювався лінійний знос між трьома компресійними кільцями і внутрішньою стінкою гільзи циліндру вздовж та поперек колінчастого валу до і після випробувань. Комплектація 3-х рівнів компресійних кілець була наступною:

- перші (верхні) компресійні кільця 375-210005 хромовані;
- другі компресійні кільця 375-210005 хромовані;
- треті компресійні кільця 375-210005 хромовані.

У таблицях 7.2 й 7.3 представлені результати мікрометричного вимірювання щодо внутрішньої стінки гільзи робочих циліндрів і компресійних кілець (зазор в замку), який виконувався за період роботи названих деталей

протягом 4160 м/годин напрацювання модифікованої моторної оливи «Ультрагаз».

Таблиця 7.2. Карта мікрометричного вимірювання лінійного зносу втулок робочої гільзи циліндру до і після випробувань на модифікованій моторній оливі «Ультрагаз»*.

| № гільзи | Замір за | Пояс | Після випробувань, мм | До випробувань, мм | Лінійний знос, мм | № гільзи | Замір за | Пояс | Після випробувань, мм | До випробувань, мм | Лінійний знос, мм |
|----------|----------|------|-----------------------|--------------------|-------------------|----------|----------|------|-----------------------|--------------------|-------------------|
| 1 | А - А | I | 250,18 | 250,14 | 0,04 | 4 | А - А | I | 250,26 | 250,19 | 0,07 |
| | | II | 250,17 | 250,17 | 0 | | | II | 250,22 | 250,15 | 0,07 |
| | | III | 250,11 | 250,11 | 0 | | | III | 250,10 | 250,07 | 0,03 |
| | В - В | I | 250,20 | 250,13 | 0,07 | | В - В | I | 250,09 | 250,09 | 0 |
| | | II | 250,13 | 250,13 | 0 | | | II | 250,08 | 250,08 | 0 |
| | | III | 250,00 | 250,02 | 0,03 | | | III | 250,01 | 250,01 | 0 |
| 2 | А - А | I | 250,23 | 250,22 | 0,01 | 5 | А - А | I | 250,25 | 250,22 | 0,03 |
| | | II | 250,14 | 250,14 | 0 | | | II | 250,18 | 250,16 | 0,02 |
| | | III | 250,08 | 250,06 | 0,02 | | | III | 250,02 | 250,02 | 0 |
| | В - В | I | 250,16 | 250,13 | 0,03 | | В - В | I | 250,12 | 250,10 | 0,02 |
| | | II | 250,11 | 250,11 | 0 | | | II | 250,12 | 250,10 | 0,02 |
| | | III | 250,05 | 250,05 | 0 | | | III | 250,12 | 250,05 | 0,07 |
| 3 | А - А | I | 250,23 | 250,20 | 0,03 | 6 | А - А | I | 250,20 | 250,20 | 0 |
| | | II | 250,20 | 250,20 | 0 | | | II | 250,15 | 250,12 | 0,03 |
| | | III | 250,14 | 250,10 | 0,04 | | | III | 250,07 | 250,06 | 0,01 |
| | В - В | I | 250,16 | 250,12 | 0,04 | | В - В | I | 250,06 | 250,04 | 0,02 |
| | | II | 250,14 | 250,13 | 0,01 | | | II | 250,06 | 250,06 | 0 |
| | | III | 250,05 | 250,05 | 0 | | | III | 250,02 | 250,02 | 0 |

*Примітка: А-А - площина перпендикулярна вісі к/валу; В-В - площина паралельна вісі к/валу.

Згідно результатів мікрометричного вимірювання: лінійний знос циліндрових втулок (див. таблицю 7.2) і компресійних кілець за зазором у замку (див. таблицю 7.3) знаходилися в штатних робочих межах, але при порівнянні зі штатно працюючою оливою М-10Г2ЦС, лінійний знос втулок циліндрів в

середньому складав 0,027 мм/1000 м/годин проти 0,016 мм/1000 м/годин для оливи Ультрагаз; компресійних кілець, в середньому 0,395 мм/1000 м/годин проти 0,274 мм/1000 м/годин напрацювання, при однакових умовах роботи.

Таблиця 7.3. Карта мікрометричного вимірювання лінійного зносу компресійних кілець за зазором у замку до і після випробувань на модифікованій моторній оливі «Ультрагаз»*.

| № компресійного кільця | № Поршню | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | 1 | | | 2 | | | 3 | | | 4 | | | 5 | | | 6 | | |
| | <i>a</i> | <i>б</i> | <i>в</i> | <i>a</i> | <i>б</i> | <i>в</i> | <i>a</i> | <i>б</i> | <i>в</i> | <i>a</i> | <i>б</i> | <i>в</i> | <i>a</i> | <i>б</i> | <i>в</i> | <i>a</i> | <i>б</i> | <i>в</i> |
| I | 1,22 | 1,7 | 0,48 | 1,33 | 1,6 | 0,27 | 1,28 | 2,0 | 0,82 | 1,22 | 2,2 | 0,98 | 1,25 | 1,34 | 0,09 | 1,26 | 1,7 | 0,44 |
| II | 1,25 | 1,75 | 0,50 | 1,7 | 1,8 | 0,10 | 1,6 | 1,8 | 0,20 | 1,7 | 1,9 | 0,20 | 1,27 | 1,5 | 0,23 | 1,8 | 1,9 | 0,10 |
| III | 1,7 | 1,8 | 0,10 | 2,0 | 2,4 | 0,40 | 2,0 | 2,35 | 0,35 | 2,12 | 2,35 | 0,23 | 1,7 | 1,9 | 0,20 | 2,3 | 2,55 | 0,25 |

*Примітка: Комплект поршневих кілець: I, II, III – компресійні кільця 375-210005; *a* - до випробувань; *б* - після випробувань; *в* – лінійний знос (мм).

Таблиця 7.4. Результати фізико-хімічного аналізу модифікованої моторної оливи Ультрагаз впродовж всього періоду випробувань.

| № | Найменування показників | Напрацювання оливи в м/годинах | | | | | | | |
|---|--------------------------------------|--------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | | 0 | 240 | 604 | 1095 | 1500 | 2044 | 2512 | 4160 |
| 1 | В'язкість кінематична при 100°C, сСт | 14,58 | 14,30 | 14,02 | 13,64 | 13,71 | 13,81 | 13,89 | 14,04 |
| 2 | Вміст сульфатної золи, % | 1,06 | 1,07 | 1,09 | 1,33 | 1,37 | 1,41 | 1,44 | 1,30 |
| 3 | Вміст механічних домішок, % | відс. | 0,10 | 0,12 | 0,10 | 0,13 | 0,14 | 0,20 | 1,00 |
| 4 | Температура спалаху, °C | 236 | 228 | 220 | 220 | 215 | 216 | 212 | 214 |
| 5 | Вміст води, % | відс. | відс. | відс. | сліди | сліди | сліди | сліди | сліди |

Таким чином, модифікована моторна олива Ультрагаз у склад до якої була введена суміш СФС в концентрації 2%, зменшив лінійний знос втулок циліндрів на 69%, а компресійних кілець – на 44% в порівнянні зі штатною моторною оливою М-10Г2ЦС при однакових робочих умовах.

в) Експлуатаційні випробування диспергуючої здатності та фізико-хімічних властивостей модифікованої оливи з відповідною ревізією шатунно-поршневої групи ДВЗ.

Оцінка диспергуючої здатності модифікованої моторної оливи Ультрагаз здійснювалось крапельним методом, коли після закінчення 4160 м/годин напрацювання, було визначено середній діаметр зони центрального ядра оливної плями, що склав 12 мм, та середній діаметр зони дифузії дрібнодиспергованих домішок, що склав 35 мм. Співвідношення цих зон визначив диспергуючу здатність оливи (ДЗ), який дорівнював згідно виразу: $ДЗ = 1 - 12^2/35^2 = 0,885$, що є задовільним результатом після напрацювання оливи.

За увесь період випробувань впродовж 4160 м/годин проводився фізико-хімічний аналіз модифікованої моторної оливи Ультрагаз хімлабораторією АТВТ «Первомайськдизельмаш», результати які занесені в таблицю 7.4., та згідно яких всі показники були в межах норми.

Для візуального контролю чистоти роботи двигуна на досліджуваній модифікованій оливі була зроблена ревізія основних вузлів шатунно-поршневої групи (ШПГ) ДВЗ після злиття відпрацьованої оливи. Огляд деталей двигуна, що показані на рис. Д.1.1 – Д.1.6 в Додатку Д, а саме - внутрішня порожнина картеру, коромисла газорозподільчих клапанів, шатунів, щоки коленвалу, бічних поверхонь поршнів та канавок компресійних кілець, після закінчення напрацювання на досліджуваній модифікованій оливі, показав задовільну чистоту всіх деталей з відсутністю суттєвих високотемпературних відкладень у вигляді нагарів та лаків і низькотемпературних відкладень у вигляді смолистих шламів. Робочі поверхні шатунних шийок коленвалу і вкладишів також знаходились в задовільному стані.

Узагальнюючи результати проведених експлуатаційних випробувань можна констатувати, що модифікована моторна олива Ультрагаз показала покращені результати за витратами оливи на випаровування, миюче-диспергуючими і триботехнічними властивостями в порівнянні зі штатними оливами.

Акти завершення випробувань і впровадження модифікованої моторної оливи Ультрагаз (АРІАН Ультрагаз) для застосування на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-500 для КГУ представлені в Додатку Д на рис. Д.2.1 - Д.2.2 відповідно. Після проведення кваліфікаційних та експлуатаційних випробувань з позитивними результатами, модифікована моторна олива АРІАН Ультрагаз була впроваджена і включена до списку переліку моторних оливок, що допускаються до застосування виробником відповідних двигун-генераторів.

7.2.2. Експлуатаційні випробування модифікованих моторних оливок для систем мащення на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-630 КГУ та на газовому двигуні САТ 3520В.

а) Експлуатаційні випробування модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40.

Для більш потужного двигун-генератору ДВГ1А-630 для КГУ, ніж ДВГ1А-500, екстремальні умови роботи пов'язують зі збільшеною середньою локальною температурою в зоні контакту, а тому більш жорсткими вимогами до критичної температури в зоні контакту (див. підрозділ 5.5, розділ 5) для моторної оливи. Відповідно за температурним критерієм, була спеціально модифікована моторна олива ПРОТЕК STATGAS 40 (торгова назва «ПРОТЕК STATGAS 40», виробник ТОВ «КСМ ПРОТЕК»), що мала високі термостійкі властивості, зменшуючи при мащенні середню температуру зони контакту згідно впровадженій комплексній методикі підвищення ефективності мащення і зносостійкості між верхнім компресійним кільцем та внутрішньої стінки гільзи циліндру ДВЗ.

Для підтвердження результатів модифікування моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40, були проведені довготривалі експлуатаційні випробування впродовж 2000 мотогодин напрацювання на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-630 у ТОВ СП «СВІТЛОВДСЬКПОБУТ», м. Світловодськ, Кіровоградська обл.

Оцінка фізико-хімічних, реологічних (в'язкісно-температурних) і триботехнічних властивостей (надалі - за 4-ма критеріями) здійснювалась на заводі-виробника відповідної оливи у ТОВ «КСМ ПРОТЕК» (див. Акт впровадження методики на рис. Д.3.1 в Додатку Д).

Для проведення експлуатаційних випробувань на відповідній модифікованій оливі, був виділений газовий двигун-генератор ДВГ1А-630, завод-виробник ОДО «Первомайськдизельмаш», заводський номер двигуна - №22-385.

Контроль якості оливи здійснювався за 4-ма критеріями:

- 1) за фізико-хімічними властивостями;
- 2) за кількістю забруднюючих речовин;
- 3) за станом функціональних присадок і модифікаторів тертя (ПАР) непрямым шляхом;
- 4) за кількістю надходження елементів зношування непрямым шляхом.

Контроль якості переданих зразків досліджуваної модифікованої оливи ПРОТЕК STATGAS 40 за фізико-хімічними властивостями та за кількістю забруднюючих речовин проводився в заводській акредитованій лабораторії ТОВ «КСМ ПРОТЕК». Стан функціональних присадок і надходження елементів зношування здійснювався непрямым шляхом без зупинки двигун-генератору при періодичному відборі зразків відпрацьованої оливи при першій заливці та після 500 м/годин; 1000 м/годин; 1500 м/годин і 2000 м/годин напрацювання відповідно. Відпрацьована олива досліджувалась за станом функціональних присадок і надходження елементів зношування на ЕДРФС за методикою, описаною в підрозділі 2.5.1 (див. розділ 2).

Результати дослідження модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 за 4-ма критеріями представлені у вигляді узагальнюючого протоколу випробування з відповідними показниками та графіками на рис. Д.3.2 в Додатку Д.

За результатами проведених експлуатаційних випробувань модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 (див. Акт закінчення випробувань на рис.

Д.3.3 в Додатку Д) було встановлено, що відповідна олива витримала випробування під наглядом в повному обсязі, відповідала умовам експлуатації двигуна, показала кращі показники за 4-ма критеріями в порівнянні зі штатною оливою Mobil Regasus 705 та була рекомендована до застосування у газовому двигун-генераторі ДВГ1А-630.

б) Експлуатаційні випробування модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 МА.

Екстремальні умови роботи на потужному газовому двигуні CAT 3520B (CATERPILLAR) пов'язують також з недостатнім мащенням, але воно може бути викликане не тільки більш жорсткими вимогами до термостійкості оливи, але й застосуванням спеціальних низькозольних трибопакетів LowSAPS в складі моторних оливи для забезпечення надійної роботи спеціальних систем селективної нейтралізації відпрацьованих газів типу SCR та сажових фільтрів типу DPF (або трикомпонентних TWC) за екологічним нормам EURO 6 (для моделей TIER 4) щодо викидів у навколишнє середовище.

З урахуванням вищенаведених вимог, була спеціально створена модифікована моторна олива ПРОТЕК STATGAS 40 МА (торгова назва – PROTEC STATGAS 40 МА, виробник ТОВ «КСМ ПРОТЕК») згідно впровадженій комплексній методикі підвищення ефективності мащення і зносостійкості між верхнім компресійним кільцем і внутрішньої стінки гільзи циліндру ДВЗ (відповідний Акт представлений на рис. Д.3.1 в додатку Д).

Модифікування моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 МА здійснювалось з додаванням спеціального беззольного трибопакету LowSAPS на основі СФС органічного походження щодо відповідності Європейській категорії ACEA E6/E9(2016) для потужних дизельних двигунів [188], а саме, забезпечення мінімального зношування з вмістом сульфатної зольності не вище 1,0%, вмістом фосфору – не вище 0,08% та сірки – не вище 0,3%.

Для підтвердження результатів модифікування моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 МА, були проведені довготривалі експлуатаційні випробування

впродовж 2300 м/годин напрацювання на газовому двигуні CAT 3520B, серійний номер CWD 00234, 2004 року випуску з пробігом 90727 м/годин, на КПТМ «Черкаситеплокомуненерго», м. Черкаси, Черкаська обл.

Контроль якості здійснювався за 4-ма критеріями: аналіз фізико-хімічних властивостей та кількості забруднюючих речовин проводився в заводській акредитованій лабораторії ТОВ «КСМ ПРОТЕК». Стан функціональних присадок і надходження елементів зношування здійснювався непрямим шляхом без зупинки двигуна при періодичному відборі зразків відпрацьованої оливи при першій заливці та після 480 м/годин; 700 м/годин; 1100 м/годин; 1800 м/годин і 2300 м/годин напрацювання відповідно. Відпрацьована олива досліджувалася за станом функціональних присадок і надходження елементів зношування на ЕДРФС за методикою, описаною в підрозділі 2.5.1 (див. розділ 2).

За результатами проведених експлуатаційних випробувань модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 MA (див. Акт закінчення випробувань на рис. Д.3.4 в Додатку Д) було встановлено, що відповідна олива витримала випробування під наглядом в повному обсязі, відповідала умовам експлуатації двигуна щодо покращених показників за 4-ма критеріями в порівнянні зі штатною оливою Mobil Pegasus 1005 та була рекомендована до застосування в газовому двигуні CAT 3520B.

7.2.3. Фрактографічні, триботехнічні та мікродифракційні дослідження структурної пристосовуваності модифікованих шарів в зоні фрикційного контакту двигун-генератору ДВГ1А-500 при застосуванні модифікованої моторної оливи.

Згідно результатів кваліфікаційних випробувань в нестационарних умовах тертя, описаних у підрозділах 5.3.2 та 5.4.2, було встановлено, що на поверхнях тертя ролику в локальній зоні контакту, утворення самогенеруючих органічних плівок (СОП) значно покращують реологічні властивості, підвищують протизношувальні і антифрикційні властивості, а головне, запобігають

безпосередньому контакту металевих поверхонь по вершинах мікронерівностей за рахунок оптимальної структурної пристосовуваності новоутворених полімеризаційних та модифікованих шарів до екстремальних умов роботи при застосуванні наномодифікаторів СФС в оптимальній концентрації.

З метою проведення аналізу властивостей СОП, було передбачено дослідження наноструктурного хімічного (атомного та вагового) складу поверхневих шарів методом скануючої електронної мікроскопії в локальній зоні контакту між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру двигун-генератора ДВГ1А-500 при машині модифікованою моторною оливою Ультрагаз в експлуатаційних умовах до і після проведення випробувань.

Експрес-аналіз наноструктурного хімічного (атомного і вагового) складу поверхневих шарів проводився методом сканування зони контакту растровим електронним мікроскопом JSM-6490LV японської фірми JEOL (рис. 7.3) з оптичним збільшенням від $\times 5$ до $\times 300\,000$, що дозволило досліджувати шари до 3 нм.



Рис. 7.3. Загальний вигляд скануючого растрового електронного мікроскопу JEOL JSM-6490LV.

В якості об'єктів досліджень були вибрані поверхні фрагменту внутрішньої стінки гільзи циліндру (рис. 7.4 а) та верхнього компресійного

кільця (рис. 7.4 б) ШПГ двигун-генератора ДВГ1А-500 до і після випробувань впродовж 4160 м/годин (див. підрозділ 7.2.1), що змащувались модифікованою моторною оливою Ультрагаз (торгова назва АРІАН Ультрагаз, виробник ТОВ «ЗТМ АРІАН»).



Рис. 7.4 а, б. Фрагменти досліджуваних поверхонь внутрішньої стінки гільзи циліндру (а) та верхнього компресійного кільця (б) ШПГ двигун-генератора ДВГ1А-500.

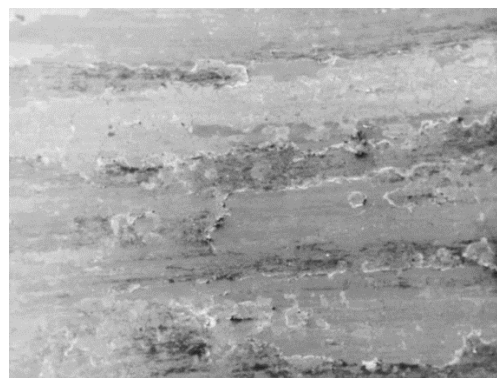
Наноструктури хімічного (атомного і вагового) складу поверхневих шарів в локальній зоні контакту вибраних ділянок до і після 4160 м/годин напрацювання верхнього компресійного кільця (рис. 7.5 а, б), відповідають утворенням у вигляді СОП після напрацювання, розташованими поверх деформованого вихідного металу. Відповідна структурна пристосовуваність СОП після напрацювання пояснюється насиченням до 98% оксиду заліза $Fe-O$ деформованої поверхні металу згідно аналізу хімічного складу модифікованих шарів (таблиця 7.5, мікрофотографії з інших ділянок представлені на рис. Д.4.1, а - е в Додатку Д).

Таким чином, згідно результатів наноструктурного хімічного аналізу в локальній зоні контакту верхнього компресійного кільця після 4160 м/годин напрацювання (див. рис. 7.5 б і таблицю 7.5), близько 98% наноструктури поверхневого шару - гомогенне, яке складається в основному з оксидів заліза та підвищеною кількістю кисню з 3% до випробувань до 12% після напрацювання, що притаманне утворенням СОП впродовж відповідного часу напрацювання.

Структурно-фазові перетворення модифікованих шарів в екстремальних (нестационарних) умовах роботи призводить до збільшення ступеня пластичної деформації, а тоді, до переходу від ультрадисперсної структури до наноструктурного стану [246].



а



б

Рис. 7.5 а, б. Мікрофотографії модифікованих шарів в зоні фрикційного контакту верхнього компресійного кільця до (а) і після 4160 м/годин напрацювання (б).

Таблиця 7.5. Хімічний склад наноструктури в зоні фрикційного контакту верхнього компресійного кільця до (а) і після випробувань (б).

| Хімічні елементи | Атомний склад шару, % | Ваговий склад шару, % | Графічне зображення хімічного складу поверхневого шару |
|-----------------------------|-----------------------|-----------------------|--|
| Вихідна поверхня | | | |
| С | 83,11 | 93,60 | |
| О | 3,78 | 3,19 | |
| Si | 0,11 | 0,05 | |
| Fe | 13,01 | 9,39 | |
| Всього | 100 | 100 | |
| Поверхня після тертя | | | |
| С | 0,00 | 0,00 | |
| О | 3,81 | 12,06 | |
| Si | 0,58 | 1,05 | |
| Fe | 94,87 | 86,00 | |
| Всього | 100 | 100 | |

СОП характеризуються збільшенням вмісту кисню, підвищенням мікротвердості та пружності [147]. Утворення таких складних структур спостерігається за рахунок фізико-хімічних процесів ще на стадії припрацювання, а їх формування обумовлює перехід тертя в сталений режим з мінімальним зносом та коефіцієнтом тертя. Використання наномодифікаторів СФС з активними ПАР призводить до насичення наноструктурних модифікованих шарів тертя киснем, що підвищує їх структурну пристосовуваність до екстремальних умов роботи.

Наноструктури хімічного (атомного і вагового) складу поверхневих шарів в локальній зоні контакту вибраних ділянок внутрішньої стінки гільзи циліндру до і після 4160 м/годин напрацювання, показані на рис. 7.6 *а, б*, відповідають наявності марганцево-фосфатної структури (таблиця 7.6, мікрофотографії з інших ділянок представлені на рис. Д.4.2, *а - е* в Додатку Д).

Близько 91% наноструктури марганцево-фосфатної структури складається в основному з оксидів заліза $Fe-O$ (див. таблицю 7.6), що притаманне утворенням СОП. Марганцево-фосфатна структура вихідної поверхні (див. рис. 7.6, *а*) внутрішньої стінки гільзи циліндру представляє собою марганцеву сіль ортофосфорної кислоти з домішками фосфорнокислих солей заліза і застосовується для запобігання задирів при безпосередньому контактуванні поверхонь по вершинах мікронерівностей.

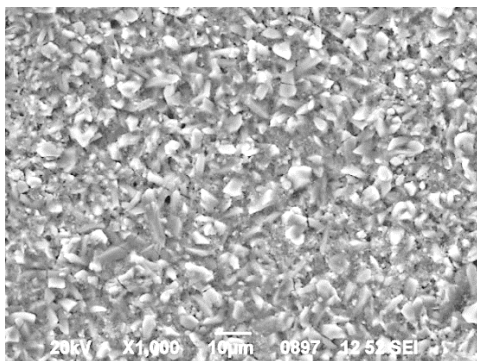
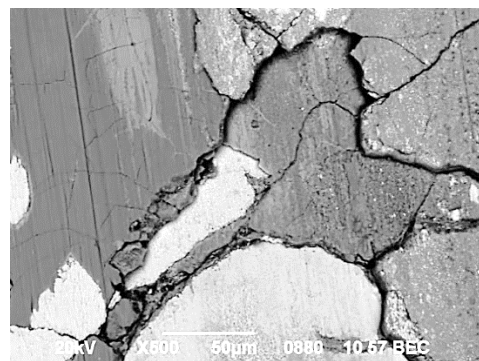
*а**б*

Рис. 7.6 *а, б*. Наноструктура модифікованих шарів в зоні контакту внутрішньої стінки гільзи циліндру до (*а*) і після 4160 м/годин напрацювання (*б*).

Аналіз хімічного складу (див. таблицю 7.6) марганцево-фосфатної наноструктури в локальній зоні контакту внутрішньої стінки гільзи циліндру після 4160 м/годин напрацювання, показує суттєве зменшення активних хімічних компонентів (ХАР) у вигляді марганцю *Mn* та фосфору *P* у десятки разів, що пояснюється інтенсифікацією поверхневих структурних перетворень, пов'язаних з активністю їх адсорбційної та захисної дії.

Таблиця 7.6. Хімічний склад наноструктури в зоні фрикційного контакту внутрішньої стінки гільзи циліндру до (а) і після випробувань (б).

| Хімічні елементи | Атомний склад шару, % | Ваговий склад шару, % | Графічне зображення хімічного складу поверхневого шару |
|------------------------------------|-----------------------|-----------------------|--|
| Вихідна поверхня | | | |
| P | 19,94 | 17,01 | |
| S | 0,20 | 0,17 | |
| Ca | 0,44 | 0,29 | |
| Mn | 19,52 | 9,39 | |
| Fe | 19,96 | 9,45 | |
| Cu | 1,83 | 0,76 | |
| O | 38,10 | 62,93 | |
| Всього | 100 | 100 | |
| Поверхня після напрацювання | | | |
| O | 24,73 | 51,71 | |
| Si | 3,78 | 4,51 | |
| P | 0,49 | 0,53 | |
| S | 1,14 | 1,19 | |
| Ca | 1,18 | 0,99 | |
| Cr | 0,44 | 0,28 | |
| Mn | 0,96 | 0,59 | |
| Fe | 65,83 | 39,44 | |
| Cu | 1,44 | 0,76 | |
| Всього | 100 | 100 | |

За методикою, описаної в підрозділі 2.5.1 (див. розділ 2), були проведені триботехнічні дослідження на трибометрі CSM марганцево-фосфатної структури

для спеціально підготовлених інденторів з марганцево-фосфатним покриттям та без покриття (рис. 7.7 *а, б*) з фрагменту досліджуваних поверхонь внутрішньої стінки гільзи циліндру в умовах мащення модифікованою моторною оливою Ультрагаз з додаванням наномодифікаторів СФС в концентрації 2%.

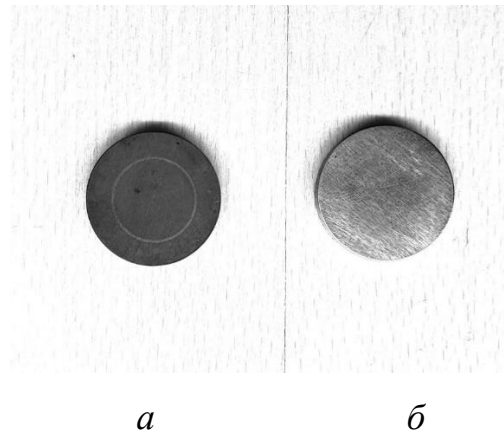


Рис. 7.7 *а, б*. Спеціально підготовлені зразки інденторів з марганцево-фосфатним покриттям (*а*) та без покриття (*б*), виготовлені з фрагменту гільзи двигун-генератору для проведення триботехнічних досліджень.

Результати кінетики формування товщини модифікованого шару і коефіцієнту тертя впродовж пробігу 20 000 м для зразків з марганцево-фосфатним покриттям і без покриття, представлені на рис. 7.8 *а, б* відповідно.

Результати триботехнічних досліджень (див. рис. 7.8 *а, б*) свідчать про те, що марганцево-фосфатна структура індентору формує модифіковані шари, які нейтральні до протизношувальних властивостей, але мають високий початковий коефіцієнт тертя, який поступово зменшується впродовж пробігу. Це пояснюється охрупчуванням заліза атомами фосфору у зв'язку з утворенням ковалентної хімічної взаємодії метал-неметал.

Інтенсифікація модифікування поверхні СОП в присутності марганцевої солі ортофосфорної кислоти та з домішками фосфорнокислих солей заліза пов'язане суттєвою адсорбційною здатністю фосфідних плівок до покращення ефективності мащення. Високий коефіцієнт тертя в початковий період пробігу потрібен для забезпечення прискореного припрацювання і виходу до сталого

режиму тертя, яке досягається поступовим структурним пристосуванням модифікованих шарів, що відображається падінням коефіцієнту тертя та протіканням сталого зношування.

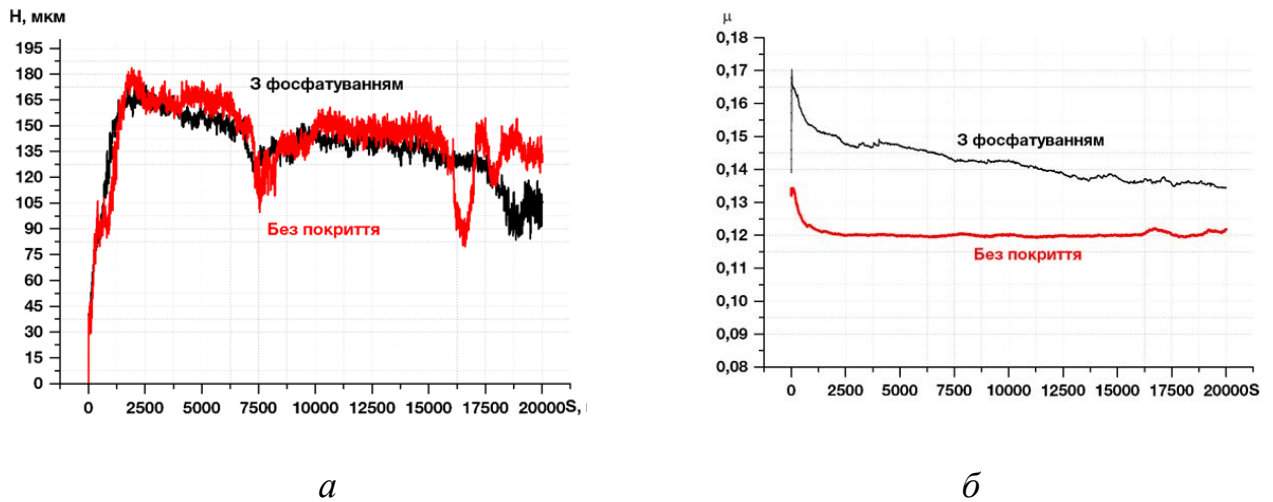


Рис. 7.8 *а, б*. Формування товщини модифікованого шару (*а*) та зміна коефіцієнту тертя (*б*) від пробігу для марганцево-фосфатної поверхні та поверхні без покриття для спеціально виготовлених зразків з матеріалу гільзи двигун-генератору.

Таким чином, складні гетерогенні наноструктурні шари марганцево-фосфатної структури в поєднанні з СОП представляють собою систему, складену з нанокристалів марганцю і нанофази, в якій зосереджена основна кількість атомів заліза *Fe* та кисню *O* (див. таблицю 7.6) після напрацювання.

Результати триботехнічних досліджень (див. рис. 7.8 *а, б*) підтвердили оптимальну структурну пристосовуваність модифікованих шарів з нанокристалів марганцю в поєднанні з СОП органічного походження, а значить, синергізм новоутворених полімеризаційних шарів СОП та твердих хімічно-модифікованих граничних шарів (ХМГШ) з нанокристалів марганцю. Для підтвердження відповідного синергізму, були проведені мікродифракційні дослідження локальної зони фрикційного контакту внутрішньої стінки гільзи двигун-генератору до і після випробувань (рис. 7.9).

Мікродифракційний аналіз поверхні тертя в локальній зоні фрикційного контакту внутрішньої стінки гільзи двигун-генератору (див. рис. 7.9) показав, що після напрацювання 4160 мотогодин напрацювання, нанокристали марганцю насичуються оксидами заліза $Fe-O$ при утворенні СОП в порівнянні з вихідною поверхнею до випробувань.

Вихідна поверхня:

max пік – Fe;

mid пік – Mn і P;

low пік – Fe-O.

Поверхня після напрацювання:

max пік – Fe;

mid пік – Fe-O;

low пік – Mn і P.

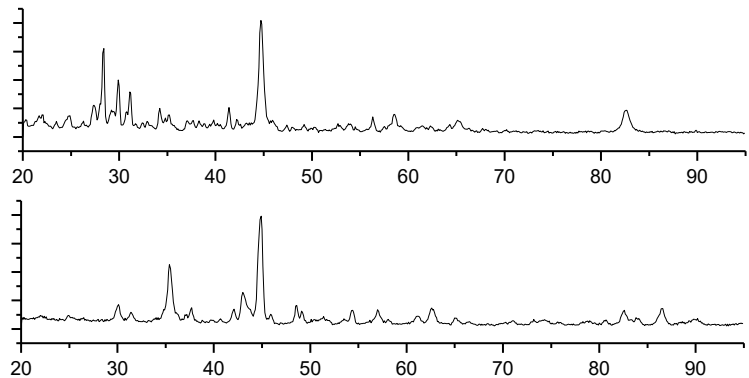


Рис. 7.9. Результати мікродифракційного аналізу наноструктури модифікованих ХМГШ і полімеризаційних шарів СОП в зоні фрикційного контакту внутрішньої стінки гільзи двигун-генератору до і після 4160 м/годин напрацювання.

Утворення цієї нової нанофази визваний накопиченням у поверхневих шарах деформованого металу легуючих елементів Mn і P в поєднанні з органічними сполуками фулеренів (СФС), що збільшують концентрацію кисню O , модифікують поверхню і сприяють, тим самим, насиченням твердим і пружним розчином $Fe-O$, тобто, проявляють синергізм щодо структурної пристосовуваності модифікованих шарів до припрацювання, як показали триботехнічні дослідження (див. рис. 7.8, б).

7.3. Універсальна моторно-трансмійна олива для систем мащення двигуна, трансмісії та гідравлічної системи гібридного та гусеничного транспорту.

Розробка і впровадження універсальної оливи для двигунів, трансмісій та гідросистем є актуальним напрямком, так як застосування такої оливи дозволяє вирішити ряд важливих задач [35] :

- скоротити асортимент виготовлення олив;
- збільшити міжремонтний пробіг техніки;
- зменшити витрати на транспортування і зберігання;
- спростити технічне обслуговування машин і механізмів.

В Україні виробництво таких універсальних олив практично відсутнє. У зв'язку з цим, були проведені дослідження і випробування на ТОВ «ЗТМ АРІАН» спільно з КП ХКБД та КП ХКБМ, м. Харків щодо розробки (модифікування) універсальної оливи, призначеної для надійної роботи дизельних двигунів з потужністю до 30 к.с./л., а також для важконавантажених трансмісій для сільськогосподарської або військової гусеничної техніки.

З урахуванням вищенаведених вимог та згідно впровадженій комплексній методики підвищення ефективності мащення і зносостійкості підшипникових вузлів та деталей ДВЗ шляхом модифікування мастильних середовищ, була виготовлена нова композиція моторно-трансмісійної оливи АРІАН ЄМТ-8 (виробник ТОВ «ЗТМ АРІАН»), надалі скорочено - «ЄМТ-8».

Екстремальні умови роботи для відповідної техніки пов'язані з різними температурними умовами експлуатації та характерною формою контактів підшипникових вузлів тертя і вузлів ДВЗ, на що впливають нехарактерні умови протікання тертя та зношування для відповідних вузлів тертя за контактнo-механічними, реологічними та фізико-хімічними аспектами. Для розробки універсальної оливи необхідно було задіяти комплексний підхід щодо забезпечення оптимальних показників для вузлів трансмісії та ДВЗ з урахуванням зміни форми контакту та типу мастильних матеріалів за новим критеріальним підходом на основі комплексної оцінки модифікування фізико-хімічного складу мастильних середовищ (див. підрозділ 3.1, розділ 3). Для чого, необхідно було забезпечити збалансований фізико-хімічний склад щодо

оптимальних механічних, реологічних та фізико-хімічних властивостей модифікованих шарів до екстремальних умов роботи вузлів ДВЗ.

В якості попередніх кваліфікаційних досліджень, в підрозділах 4.1 та 4.4 (див. розділ 4), представлені результати триботехнічних випробувань модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 для підшипникових вузлів з урахуванням зміни фактичної форми контакту, а в підрозділі 5.4 (див. розділ 5) – результати реологічних та триботехнічних випробувань модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 для вузлів ЦПГ ДВЗ в нестационарних умовах тертя, що є необхідними для оптимального вибору і модифікування вибраної базової основи з відповідними наномодифікаторами тертя.

Таким чином, для забезпечення оптимальних протизношувальних і протизадирних властивостей до складу базової оливи була введена суміш фулеренів СФС в концентрації 2%, а з метою зменшення витрат моторної оливи на випаровування, в якості базової основи застосовувалась гідрокрекінгова олива ІІІ-ої групи, яка впродовж 1 години при 250⁰С випаровувалась до 11% за NOACK згідно паспорту виробника.

Для підтвердження результатів модифікування моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8, були проведені стендові випробування у КП ХКБД та КП ХКБМ, м. Харків, у 4 етапи:

1. На першому етапі, робився фізико-хімічний аналіз модифікованої оливи ЄМТ-8 в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п ТУ 38.101277-85 в атестованій заводській лабораторії ТОВ «ЗТМ АРІАН», м. Фастів, Київська обл.

2. На другому етапі, проводилась попередня оцінка антинагарних властивостей на приладі «Плита» на модифікованій оливі ЄМТ-8 в порівнянні зі штатною оливою Галол М-4042ТД ТУ У 00151650.040-97 у КП ХКБД.

3. На третьому етапі, проходили прискорені стендові випробування на моторній установці з дизельним одноциліндровим передкамерним двигуном типу 1СН8×11 у КП ХКБД на модифікованій оливі ЄМТ-8 в порівнянні зі штатними моторними оливами М-10Г₂к ГОСТ 8581-78, ГАЛОЛ М-4042ТД ТУ У 00151650.040-97, М-16ИХП-3 ГОСТ 25770-83 та М-8В₂С ТУ 38.401595, які тоді

мали дозвіл до застосування на двигунах типу ДТ (Ч 7,9×8,2), 468 (2Ч 7,8×7,8) та ін.

4. На четвертому етапі, проходили довготривалі стендові випробування на дизельному вихоркамерному 2-х циліндровому двигуні 2ДТХ №10 у КП ХКБД на модифікованій оливі ЄМТ-8 в порівнянні зі штатними моторними оливами М-10Г₂к ГОСТ 8581-78, ГАЛОЛ М-4042ТД ТУ У 00151650.040-97, М-16ИХП-3 ГОСТ 25770-83 та М-14Г₂ЦС ГОСТ 12337-84, які тоді мали дозвіл до застосування на двигунах типу ДТ (Ч 7,9×8,2), 468 (2Ч 7,8×7,8) та ін.

На п'ятому етапі, проводились експлуатаційні випробування модифікованої оливи ЄМТ-8 в якості моторної, трансмісійної та гідравлічної в двигуні, трансмісії та гідросистемі трактору ХТЗ-1410.

7.3.1. Прискорені стендові випробування модифікованої моторно-трансмісійної оливи на двигуні 1 ЧН 8×11.

а) Попередній фізико-хімічний аналіз.

На першому етапі, був проведений фізико-хімічний аналіз модифікованої оливи ЄМТ-8 (таблиця 7.7) в порівнянні з оливою МТ-8п ТУ 38.101277-85, яка є близькою за призначенням і яку застосовують для змащування транспортних дизелів. Результати підтвердили, що модифікована олива ЄМТ-8 з урахуванням застосування відповідної базової основи та наномодифікаторів СФС є близькою за призначенням штатної оливи МТ-8п.

б) Попередня оцінка антинагарних властивостей.

На другому етапі, була проведена попередня оцінка антинагарних властивостей на приладі «Плита» модифікованої оливи ЄМТ-8 в порівнянні зі штатною оливою Галол М-4042ТД.

В основу методики оцінювання антинагарних властивостей було покладено принцип нагрівання, випаровування та окиснення оливи в тонкому шарі на металічній поверхні. Суть методу полягала в періодичному набризкуванні оливи на нагріту алюмінієву поверхню.

Випробування проводили за наступних умов:

- температура оливи в резервуарі – 130 °С;
- температура платівки – 330 °С;
- періодичність набризкувань оливи на платівку – 4 хв., тривалість набризкування – 10 с.;
- тривалість випробувань – 3 год.

Оцінку нагароутвореної здатності оливи проводили за кількістю утвореного на платівці нагару, за результатами якої модифікована олива ЄМТ-8 мала меншу нагароутворену здатність в порівнянні з оливою Галол М-4042ТД (172 мг проти 250 мг), тобто, в середньому на 45% менше ніж для штатної оливи.

Таблиця 7.7. Порівняння фізико-хімічних властивостей модифікованої оливи ЄМТ-8 з оливою МТ-8п.

| № з/п | Найменування показників | МТ-8п | ЄМТ-8 |
|-------|--|------------------|-------------|
| 1. | В'язкість кінематична при 100 ⁰ С, мм ² /с | 8,0 – 9,0 | 8,6 |
| 2. | Індекс в'язкості | не менше 90 | 98 |
| 3. | Зольність, % | 0,4 – 0,75 | 0,7 |
| 4. | Лужне число, мгКОН/г оливи | не менше 2,0 | 5,8 |
| 5. | Масова доля механічних домішок, % | не більше 0,01 | відсутність |
| 6. | Масова доля води, % | відсутність | відсутність |
| 7. | Температура спалаху у відкритому тиглі, °С | не менше 180 | 188 |
| 8. | Густина при 20 ⁰ С, г/см ³ | не більше 0,90 | 0,883 |
| 9. | Корозійність на платівках зі свинцю, г/м ² | не більше 5,0 | відсутня |
| 10. | Миючі властивості на ПЗВ, бали | не більше 1,0 | 0,5 |
| 11. | Індекс задиру на ЧКМТ, Н | не менше 35 | 36,0 |
| 12. | Температура застигання, °С | не вище мінус 30 | мінус 30 |

в) Прискорені стендові випробування на двигуні 1ЧН8×11.

На третьому етапі, прискорених стендових випробувань на двигуні 1ЧН8×11, спочатку проводили фізико-хімічний аналіз, а потім, оцінювались протизношувальні та антикорозійні властивості на двигуні непрямым шляхом за

надходженням елементів зношування на ЕДРФС за методикою, описаної в підрозділі 2.5.1, в наступній послідовності – контрольний зразок, дослідний і контрольний відповідно відпрацьованої оливи без розбирання двигуна. В якості оціночних показників була прийнята відносна швидкість зношування компресійних кілець та дзеркалу циліндру (елемент-індикатор зношування – *Fe*), втулки верхньої головки шатуна (*Cu*), вкладишів підшипників колінчастого валу (*Pb*). Крім того, для оцінки результатів випробувань враховувалась зміна потужності та паливної економічності двигуна (таблиця 7.8).

Таблиця 7.8. Межі змін параметрів двигуна 1 ЧН 8×11 в ході випробувань модифікованої і штатної оливи щодо оцінки протизношувальних та антикорозійних властивостей.

| № з/п | Найменування показників | Значення параметрів в процесі випробувань оливи | |
|-------|---|---|-------------|
| | | Галол М-4042 ТД | ЄМТ-8 |
| 1. | Частота обертання к/валу, об/хв. | 1490...1510 | 1490...1510 |
| 2. | Потужність, к.с. | 4,90...4,95 | 4,95...5,05 |
| 3. | Витрата палива, кг/год. | 0,96...0,97 | 0,96...0,97 |
| 4. | Питома витрата палива, г/ексг. | 196...194 | 192...190 |
| 5. | Температура відпрацьованих газів, °С | 345...370 | 350...375 |
| 6. | Температура повітря при всмоктуванні, °С | 11...23 | 18...24 |
| 7. | Тиск оливи перед колінчатим валом, кг/см ² | 2,4...2,7 | 2,2...2,5 |
| 8. | Температура оливи в картері, °С | 75...76 | 75...77 |
| 9. | Температура охолоджувальної рідини на виході, °С | 80...82 | 80...82 |
| 10. | Витрата оливи на угар, г/ексг. | 4,2...4,6 | 4,0...4,2 |
| 11. | Густина дизельного палива, г/см ³ | 0,82 | 0,82 |

Модифікована олива за протизношувальними і антикорозійними властивостями відповідала рівню контрольної оливи, якщо швидкість надходження *Fe*, *Cu*, *Pb* для модифікованої оливи дорівнювала швидкості надходження цих елементів для контрольної оливи або відрізнялась не більше,

ніж на величину похибки методу (26 % при визначенні швидкості надходження *Fe*, 17 % – *Cu*, 28 % – *Pb*).

Для проведення таких випробувань двигун був зібраний з новими деталями ЦПГ, обкатаний і відрегульований відповідно до вимог технічних умов і пройшов припрацювальні випробування до стабілізації швидкості надходження продуктів зношування в оливу за елементами: *Fe*, *Cu*, *Pb*.

Надалі були послідовно проведені випробування контрольної, дослідної і контрольної відпрацьованої оливи за циклами впродовж 24 годин без розбирання двигуна.

Результати техніко-економічних показників двигуна (див. таблицю 7.8) змінювались в межах норми.

Результати фізико-хімічного аналізу і диспергуючої здатності в період напрацювання в двигуні досліджуваної модифікованої і штатної оливи, представлені в таблиці 7.9.

Аналіз отриманих даних свідчить про те, що впродовж випробувань фізико-хімічні показники змінювались незначно.

Відносні швидкості надходження продуктів зношування для модифікованої оливи ЄМТ-8 і ряду штатних оливи, згідно таблиці 7.10, близькі до 1,0, тобто, за протизношувальними і антикорозійними властивостями дані оливи рівноцінні.

Для оцінки миюче-диспергуючих та антинагарних властивостей були проведені прискорені випробування модифікованої оливи ЄМТ-8 одночасно зі штатною оливою Галол М-4042ТД на двигуні 1 ЧН 8×11 впродовж 40 м/годин з наступним його розбиранням та оцінюванням забрудненості поршня за балами.

Антинагарні властивості оцінювали за здатністю запобігати утворенню високотемпературних відкладень на юбці поршню, у міжкільцевих перемичках та на внутрішньому боці днища поршню, а також за рухливістю компресійних кілець і за відкладеннями на оливоз'ємному кільці. Чистий поршень без лако-, нагаровідкладень оцінювався у 100 балів. Відтворення методу не перевищувало $\pm 2,0$ % відносних значень.

Параметри двигуна, згідно таблиці 7.11 впродовж напрацювання змінювались незначно. Після аналізу зразків олив спостерігалось деяке підвищення в'язкості оливи, зниження лужного числа та приріст кислотного числа, але приріст кислотного числа не перевищував лужне число. Межа змін фізико-хімічних показників зразків відпрацьованих олив знаходились приблизно на одному рівні. Після закінчення випробувань, двигун був розібраний і проведено оцінювання поршню за лако-,нагаровідкладенням.

Таблиця 7.9. Результати фізико-хімічного аналізу і диспергуючої здатності модифікованої і штатної олив впродовж напрацювання в двигуні 1 ЧН 8×11.

| Моторна олива | Напрацювання, год. | Найменування показників | | | | |
|-----------------|--------------------|---|-------------------------------|----------------------------|-------------------------------|-----------------------------|
| | | В'язкість кінематична при 100°C, мм ² /с | Температура спалаху в з/т, °C | Лужне число, мгКОН/г оливи | Кислотне число, мгКОН/г оливи | Диспергуюча здатність, бали |
| Галол М-4042 ТД | 0 (п/пр.)* | 16,27 | 207 | 4,62 | 0,07 | 0 |
| | 24 | 16,37 | 215 | 4,51 | 0,52 | 1,5 |
| ЄМТ-8 | 0 (п/пр.) | 8,84 | 195 | 4,63 | 0,94 | 0 |
| | 24 | 9,07 | 205 | 4,54 | 1,04 | 2,0 |
| Галол М-4042 ТД | 0 (п/пр.) | 16,28 | 210 | 4,43 | 0,05 | 0 |
| | 24 | 16,40 | 212 | 4,30 | 0,63 | 1,5 |

* - після прокачування.

Таблиця 7.10. Відносні швидкості надходження продуктів зношування впродовж напрацювання двигуна 1 ЧН 8×11 для модифікованої оливи ЄМТ-8 і ряду штатних олив.

| Моторна олива | Відносна швидкість, \bar{V} | | |
|----------------------|-------------------------------|----------------|----------------|
| | \bar{V}_{Fe} | \bar{V}_{Cu} | \bar{V}_{Pb} |
| Галол М-4042 ТД | 1,00 | 1,00 | 1,00 |
| ЄМТ-8 | 0,97 | 1,05 | 1,00 |
| М-16ИХП-3* | 1,00 | 1,00 | 1,00 |
| М-10Г ₂ к | 0,90 | 1,10 | 1,20 |
| М-8В ₂ С | 0,85 | 1,40 | 1,20 |

* - За 1,0 прийнята швидкість зношування для контрольної оливи М-16ИХП-3, що має допуск до застосування нарівні з оливою Галол М-4042 ТД.

Результати оцінки антинагарних і миючих властивостей (таблиця 7.12) свідчать про те, що модифікована олива ЄМТ-8 має достатньо високий запас антинагарних та миюче-диспергуючих властивостей і, таким чином, за показниками перевищує штатну оливу МТ-8п. Підсумкова величина лако-, нагаровідкладень на поршні після випробувань модифікованої оливи ЄМТ-8 склала 93,5 бали проти 89,8 балів для штатної оливи.

Таблиця 7.11. Межі змін параметрів двигуна 1 ЧН 8×11 впродовж напрацювання модифікованої оливи ЄМТ-8 щодо визначення антинагарних властивостей.

| <i>№ з/п</i> | <i>Найменування параметрів</i> | <i>Межі змін параметрів</i> |
|--------------|---|-----------------------------|
| 1. | Потужність двигуна, к.с. | 6,0...5,7 |
| 2. | Витрата палива, кг/год. | 1,10...1,11 |
| 3. | Питома витрата палива, г/ексг. | 197...196 |
| 4. | Температура повітря при всмоктуванні, °С | 17...22 |
| 5. | Температура охолоджувальної рідини на виході, °С | 85...87 |
| 6. | Температура оливи в картері, °С | 80...82 |
| 7. | Температура відпрацьованих газів, °С | 420...440 |
| 8. | Тиск оливи перед колінчатим валом, кг/см ² | 2,0...2,1 |
| 9. | Витрата оливи на угар, г/ексг. | 5,0 |
| 10. | Густина дизельного палива, г/см ³ | 0,836 |
| 11. | Димність відпрацьованих газів, % | 80...85 |

Згідно таблиці 7.12, високотемпературні відкладення і лінійний знос були зменшені в середньому на 4% в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п.

Таким чином, узагальнюючи результати прискорених стендових випробувань, що наведені в таблиці 7.12, модифікована олива ЄМТ-8 значно перевищує штатну оливу МТ-8п, як за рівнем антинагарних і миючих властивостей, так і за протизношувальними і антикорозійними властивостями (за відносними швидкостями надходження продуктів зношування і корозії двигуна

в оливі). Швидкості надходження продуктів зношування і корозії при напрацюванні на штатній оливі МТ-8п прийняті за одиницю.

Таблиця 7.12. Результати прискорених стендових випробувань на двигуні 1 ЧН 8×11 модифікованої оливи ЄМТ-8 в порівнянні зі штатною оливою МТ-8п.

| № | Найменування показників | Результати випробувань | |
|----|---|------------------------|-------|
| | | МТ-8п | ЄМТ-8 |
| 1. | Антинагарні і миючі властивості на поршне двигуна, бали | 84,5 | 93,5 |
| 2. | Протизношувальні і антикорозійні властивості відносні швидкості надходження в оливі продуктів зношування і корозії двигуна: | | |
| | • Залізо; | 1 | 0,97 |
| | • Мідь; | 1 | 0,95 |
| | • Свинець | 1 | 1,00 |

7.3.2. Довготривалі стендові випробування модифікованої моторно-трансмійної оливи на двигуні 2ДТХ №10.

На четвертому етапі, для оцінювання надійності і працездатності двигунів на модифікованій оливі ЄМТ-8, були проведені тривалі стендові випробування на дизельному вихоркамерному 2-х циліндровому двигуні 2ДТХ №10 в порівнянні зі штатними моторними оливами М-10Г₂к ГОСТ 8581-78, ГАЛОЛ М-4042ТД ТУ У 00151650.040-97, М-16ИХП-3 ГОСТ 25770-83 та М-14Г₂ЦС ГОСТ 12337-84, які дозволені до застосування на двигунах типу ДТ (Ч 7,9×8,2), 468 (2Ч 7,8×7,8) та ін.

Згідно з програмою тривалих випробувань двигун напрацював 200 м/годин без зауважень. У масляну систему періодично доливалась олива до постійного рівня.

В ході випробувань спектральним методом ЕДРФС згідно методики, описаної в підрозділі 2.5.1 (див. розділ 2), оцінювалась динаміка зношування деталей двигуна за інтенсивністю надходження продуктів зношування.

Наприкінці випробувань, двигун було розібрано і проведено візуальну оцінку технічного стану, а також мікрометричне обмірювання основних деталей ЦПГ.

Результати випробувань, що наведені в таблицях 7.13 та 7.14 відповідно, свідчать про те, що інтенсивність зношування для модифікованої оливи ЄМТ-8 за основними елементами: *Fe*, *Cr*, *Cu* і *Pb* не перевищувала величин, які зафіксовані при аналогічних випробуваннях для штатних моторних олив. Величини зношування (таблиця 7.15) дзеркалу циліндрів (щодо II поясу, де спостерігається максимальне зношування), канавки під поршневі кільця (за висотою), отвору в бобишках під поршневий палець, шатунних і корінних вкладишів, а також компресійних кілець у замку - не перевищували величин, характерних для аналогічних випробувань на штатних оливах.

Таблиця 7.13. Вміст продуктів зношування в модифікованій оливі ЄМТ-8, відібраної з картеру двигуна 2ДТХ №10.

| Напрацювання, м/годин | Вміст елементів-індикаторів зношування, г/т | | | | |
|--------------------------|---|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | <i>Pb</i> | <i>Fe</i> | <i>Cu</i> | <i>Al</i> | <i>Cr</i> |
| 4 | 23,7 | 15,0 | 3,8 | 4,5 | 1,26 |
| 20 | 44,4 | 18,7 | 7,4 | 3,7 | 1,5 |
| 32 | 44,6 | 34,3 | 17,9 | 4,1 | 2,07 |
| 63 | 42,8 | 31,1 | 8,0 | 3,6 | 1,97 |
| 70 | 53,1 | 50,8 | 13,8 | 3,76 | 1,99 |
| 86 | 47,0 | 66,4 | 12,1 | 4,84 | 3,44 |
| 110 | 61,0 | 176,6 | 17,4 | 7,6 | 10,2 |
| 118 | 53,5 | 162,7 | 14,7 | 7,2 | 9,7 |
| 122 | 60,0 | 127,5 | 9,1 | 5,9 | 7,3 |
| 146 | 56,5 | 170,0 | 17,4 | 7,0 | 9,1 |
| 150 | 70,0 | 220,0 | 19,7 | 9,4 | 11,8 |

Показники потужності та економічності двигуна (таблиця 7.16) за час напрацювання знаходились у допустимих межах вимог технічних умов.

Фізико-хімічні показники зразків модифікованої оливи ЄМТ-8 змінювались незначно і знаходились в межах:

Таблиця 7.14. Межі змін концентрацій продуктів зношування в модифікованій оливі ЄМТ-8 та у штатних оливах впродовж 200 м/годин напрацювання на декількох двигунів типу 2ДТ.

| Елемент-індикатор зношування | Оливи | | | |
|------------------------------|--------------------------|-----------------------|--------------|--------------|
| | М-10Г ₂ к | М-14Г ₂ ЦС | ЄМТ-8 | |
| | (за чотирьома двигунами) | (за двома двигунами) | 2ДТХ№10 | 2ДТХ№13 |
| Fe | 10,5 – 396,0 | 4,4 - 500,0 | 15,0 – 220,0 | 50,7 – 264,0 |
| Cr | 0,85 – 23,0 | 0,45 – 26,4 | 1,5 – 11,8 | 1,27 – 13,6 |
| Cu | 4,0 – 96,0 | 0,76 – 34,0 | 3,8 – 19,7 | 20,0 – 14,0 |
| Pb | 3,36 – 39,8 | 0,36 – 14,0 | 3,7 – 17,0 | 12,0 – 15,0 |
| Al | 2,8 – 19,2 | 2,05 – 51,7 | 3,6 – 9,4 | 3,7 – 13,4 |

Таблиця 7.15. Лінійний знос деталей ЦПГ двигунів 2ДТ впродовж напрацювання на оливах М-10Г₂к і ЄМТ-8.

| Найменування показників | Значення показників | |
|--|--------------------------------|-----------------|
| | 2ДТХ№16 (М-10Г ₂ к) | 2ДТХ№10 (ЄМТ-8) |
| 1. Загальне напрацювання, м/годин | 200 | 200 |
| 2. Максимальний лінійний знос, мм: | | |
| • циліндрів по II поясу; | 0,03 | 0,02 |
| • поршню по $d = 78,91$; | 0,02 | 0,03 |
| • канавки під поршневі кільця за висотою; | 0,03 | 0,03 |
| • поршневих пальців; | 0,00 | 0,00 |
| • отворів у бобишках поршню; | 0,02 | 0,02 |
| • втулок ВГШ | 0,00 | 0,00 |
| 3. Максимальне збільшення зазору в замку поршневих кілець: | | |
| • УК – 1; | 0,05 | 0,05 |
| • УК – 2,3; | 0,05 | 0,05 |
| • МСК. | 0,45 | 0,43 |
| 4. Максимальний лінійний знос, мм: | | |
| • шатунних вкладишів; | 0,03 | 0,026 |
| • шатунних шийок; | 0,01 | 0,01 |
| • корінних вкладишів; | 0,01 | 0,01 |
| • корінних шийок | 0,01 | 0,01 |

- В'язкість кінематична при 100 °С, мм²/с 9,02 – 10,2
- Температура спалаху в закритому тиглі, °С 203 – 215
- Лульне число, мгКОН/г оливи 5,51 – 5,30

- Кислотне число, мгКОН/г оливи 1,34 – 1,48
- Диспергуюча здатність, бали 1,5 – 4,5.

Таблиця 7.16. Межі зміни показників потужності й економічності двигуна 2ДТХ №10 щодо контрольних режимів впродовж довготривалих випробувань модифікованої оливи ЄМТ-8.

| <i>Частота обертання колінчатого валу, хв⁻¹</i> | <i>Ефективна потужність, к.с.</i> | <i>Витрата палива, кг/год.</i> | <i>Питома витрата палива, г/ексг.</i> | <i>Температура відпрацьованих газів, °С</i> |
|--|-----------------------------------|--------------------------------|---------------------------------------|---|
| 2800 | 12,9 – 13,5 | 3,26 – 3,37 | 253 – 255 | 510 – 515 |
| 2200 | 10,7 – 11,4 | 2,69 – 2,82 | 248 – 259 | 515 – 520 |

Таким чином, отримані результати свідчать про те, що модифікована олива ЄМТ-8 забезпечує надійну роботу двигунів типу 2ДТ в умовах довготривалих стендових випробувань.

Втрати потужності двигунів знаходились в межах вимог технічних умов, деталі і вузли після випробувань були в працездатному стані. Лінійний знос основних деталей ЦПГ знаходився в межах значень при напрацюванні на штатних оливах.

7.3.3. Експлуатаційні випробування модифікованої моторно-трансмісійної оливи у двигуні 2ДТХ, трансмісії та гідравлічній системі трактору ХТЗ.

П'ятим етапом було проведення експлуатаційних випробувань модифікованої оливи ЄМТ-8 в якості моторної, трансмісійної та гідравлічної в двигуні, трансмісії та гідросистемі для сільськогосподарської техніки.

В умовах експлуатації були проведені випробування модифікованої оливи ЄМТ-8 у двигуні 2ДТХ №13, в трансмісії і в гідравлічній системі трактору ХТЗ-1410 впродовж 200 м/годин напрацювання в якості універсальної оливи - моторної, трансмісійної і гідравлічної оливи.

Оцінювання проводилось за результатами фізико-хімічного аналізу переданих зразків в атестовану лабораторію ТОВ «ЗТМ АРІАН», спектрального аналізу зразків на ЕДРФС згідно методики, описаної в підрозділі 2.5.1 (див. розділ 2), щодо надходження продуктів зношування, а також за технічним станом двигуна і трансмісії після завершення випробувань. Отримані результати порівнювали з аналогічними даними при роботі на штатних оливах.

В ході експлуатаційних випробувань впродовж 200 м/годин напрацювання на тракторі ХТЗ (таблиці 7.17 – 7.19) концентрація продуктів зношування, а також основні фізико-хімічні показники зразків модифікованої оливи ЄМТ-8 знаходились на одному рівні.

Таблиця 7.17. Вміст продуктів зношування на модифікованій оливі ЄМТ-8, відібраної з картеру двигуна 2ДТХ №13 трактору ХТЗ-1410.

| Напрацювання, м/годин | Вміст елементів-індикаторів зношування, г/т | | | | | |
|--------------------------|---|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | <i>Pb</i> | <i>Si</i> | <i>Fe</i> | <i>Cu</i> | <i>Al</i> | <i>Cr</i> |
| 0 (п/пр.)* | 12,0 | 12,7 | 50,7 | 20,0 | 3,7 | 1,27 |
| 35 | 34,3 | 65,0 | 71,8 | 28,9 | 11,5 | 2,2 |
| 50 | 41,3 | 22,9 | 91,7 | 30,6 | 9,4 | 3,5 |
| 65 | 52,2 | 22,0 | 127,0 | 35,8 | 9,1 | 3,4 |
| 124 | 65,0 | 13,1 | 88,5 | 54,0 | 8,8 | 12,2 |
| 163 | 15,0 | 16,7 | 27,7 | 26,9 | 3,8 | 4,7 |
| 172 | 75,2 | 18,1 | 52,8 | 28,0 | 5,6 | 3,8 |
| 200 | ~ 60,0 | 45,0 | 130,0 | 48,0 | 33,4 | 13,6 |

* - п/пр – після прокачування.

Таким чином, отримані результати свідчать про те, що використання модифікованої оливи ЄМТ-8 в умовах експлуатації в якості моторної в двигуні 2ДТХ, а також в якості трансмісійної в трансмісії і гідравлічної у гідросистемі, забезпечує універсальність роботи для сільськогосподарських гусеничних транспортних засобів.

Після закінчення експлуатаційних випробувань та отримання позитивних результатів, було отримано Рішення про допуск до виробництва та застосування (див. рис. Е.1 в Додатку Е) моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 від державної комісії ТК «НАФТА-СТАНДАРТ», а винахід колективної роботи співробітників ТОВ ЗТМ АРІАН (автор від даного підприємства), КП ХКБД, КП ХКБМ універсальної моторно-трансмісійної оливи був оформлений у вигляді патенту [129].

Таблиця 7.18. Фізико-хімічні показники модифікованої оливи ЄМТ-8, відібраної з картеру двигуна 2ДТХ №13 трактору ХТЗ-1410.

| Напрацюван ня, м/годин | Значення показників | | | | | | |
|------------------------------|---|---|----------------------------|-------------------------------|------------------------------|---------------------------|--------------------------------------|
| | В'язкість кінематична при 100 ⁰ С, мм ² /с | Температ ура спалаху в з/тиглі, ⁰ С | Лужне число, мгКОН/г | Кислотне число, мгКОН/г | Зольність сульфатна, % | Масова доля води, % | Диспергую ча здатність бали |
| 0 (п/пр.)* | 8,75 | 180 | 5,23 | 1,13 | 0,60 | відс. | 0,5 |
| 35 | 8,99 | 191 | 5,31 | 0,91 | 0,62 | відс. | 2,0 |
| 50 | 9,49 | 190 | 5,13 | 0,86 | 0,65 | відс. | 2,5 |
| 65 | 9,08 | 192 | 4,95 | 1,24 | 0,63 | відс. | 3,0 |
| 124 | 9,48 | 190 | 4,12 | 1,10 | 0,61 | відс. | 4,0 |
| 163 | 8,60 | 195 | 4,99 | 1,25 | 0,64 | відс. | 3,0 |
| 172 | 8,31 | 180 | 4,89 | 1,26 | 0,64 | відс. | 3,0 |
| 200 | 8,45 | 180 | 4,83 | 1,21 | 0,63 | відс. | 3,5 |

* - п/пр – після прокачування.

Таблиця 7.19. Вміст продуктів зношування на модифікованій оливі ЄМТ-8, відібраної з коробки передач трактору ХТЗ-1410.

| Напрацювання, м/годин | Вміст елементів-індикаторів зношування та Si, г/т | | | | | |
|--------------------------|---|------|-------|------|------|------|
| | Pb | Si | Fe | Cu | Al | Cr |
| 0 (п/пр.)* | 6,5 | 73,0 | 95,0 | 16,8 | 16,0 | 1,38 |
| 35 | 7,3 | 8,3 | 116,0 | 19,9 | 3,1 | 0,95 |
| 65 | 6,8 | 35,6 | 71,3 | 21,7 | 8,4 | 0,66 |
| 124 | 5,3 | 59,0 | 32,8 | 15,4 | 9,2 | 0,72 |
| 200 | 10,7 | 16,9 | 90,5 | 38,4 | 4,9 | 1,15 |

* - п/пр – після прокачування.

Висновки до розділу 7.

1. При розробці і впровадженні модифікованої авіаційної оливи АРІАН МС-8ПН для застосування в системі мащення підшипникових вузлів тертя авіаційного газотурбінного двигуна ДР-59л для газоперекачувальних агрегатів при проведенні довготривалих експлуатаційних випробуваннях впродовж 8000 м/годин напрацювання, який працював при збільшенні мотогодин (у 2 рази) відносно штатного напрацювання (4000 м/годин) в порівнянні зі штатними оливами, встановлено: надійну роботу за всіма режимами – низькотемпературний запуск і період прогрівання; поліпшену термоокиснювальну стабільність за зміною в'язкості – на 18%, за зменшеним кислотним числом – на 8%; за зменшеною масовою часткою осаду після окиснення – у 3,2 рази; підвищені протизношувальні показники за збільшеним критичним навантаженням – на 12%, за зменшеним діаметром плями зношування – на 67%; необхідні норми за високотемпературними відкладенням у вигляді нагарів й лаків; мінімальні витрати оливи за зменшеним випаровуванням – практично у 5 разів. Збільшено фактичну довговічність кулькових підшипників кочення SKF на 25% в мільйонах обертів, що працюють в екстремальних умовах роботи.

2. При розробці і впровадженні модифікованої моторної оливи АРІАН Ультрагаз для застосування в системі мащення газових двигун-генераторів ДВГА-500 для когенераційних установок при проведенні довготривалих експлуатаційних випробуваннях впродовж 4160 м/годин напрацювання, який працював при збільшенні мотогодин (у 2,08 рази) відносно штатного напрацювання (2000 м/годин) в порівнянні зі штатними оливами, встановлено: високий рівень стабільності проти випаровування, що підтверджується 9% зниженням витрати оливи; зменшення лінійного зносу втулок циліндрів на 69%, компресійних кілець – на 44%; фізико-хімічні показники і диспергуючу здатність відпрацьованої оливи в межах норми; відсутністю високотемпературних відкладень у вигляді нагарів та лаків і низькотемпературних відкладень у вигляді

смолистих шламів та задовільного стану робочих поверхонь шатунних шийок коленвалу і вкладишів, як показали результати ревізії вузлів ШПГ двигуна.

3. За результатами наноструктурного хімічного (атомного і вагового) аналізу, триботехнічних досліджень та мікродифракційного дослідження локальної зони контакту поверхні тертя внутрішньої стінки гільзи циліндру двигун-генератору, встановлено, що після напрацювання 4160 мотогодин напрацювання на модифікованій моторній оливі АРІАН Ультрагаз, нанокристали марганцю насичуються оксидами заліза $Fe-O$ при утворенні самогенеруючих органічних плівок в порівнянні з вихідною поверхнею до випробувань. Утворення цієї нової нанофази визваний накопиченням у поверхневих шарах деформованого металу легуючих елементів Mn і P в поєднанні з органічними сполуками фулеренів, що збільшують концентрацію кисню O , модифікують поверхню і сприяють, тим самим, насиченням твердим і пружним розчином $Fe-O$, тобто, проявляють синергізм щодо структурної пристосовуваності модифікованих шарів до умов припрацювання.

4. На етапі виробництва впроваджено модифіковану моторну оливу ПРОТЕК STATGAS 40 на газовому двигун-генераторі ДВГ 1А-630 високої потужності при проведенні довготривалих експлуатаційних випробувань впродовж 2000 м/годин напрацювання і модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 МА на газовому двигуні CAT 3520B (CATERPILLAR) високої потужності класу EURO 5 та 6, оснащеного системою селективної нейтралізації відпрацьованих газів (типу SCR) і сажовим фільтром (типу DPF), впродовж 2300 м/годин напрацювання, встановлено поліпшені фізико-хімічні і триботехнічні властивості за 4-ма критеріями оцінки: за фізико-хімічними властивостями; за кількістю забруднюючих речовин; за станом функціональних присадок й модифікаторів тертя (ХАР й ПАР) та за кількістю надходження елементів зношування непрямым шляхом.

5. Розроблено і впроваджено модифіковану універсальну моторно-трансмісійну оливу АРІАН ЄМТ-8 щодо встановлення уніфікованості модифікованої оливи в порівнянні зі штатними оливами до застосування в

системі мащення вузлів ДВЗ, трансмісії та гідравлічної системи гусеничної сільськогосподарської та військової техніки при проведенні прискорених і тривалих стендових та експлуатаційних випробувань впродовж 200 м/годин напрацювання: в початковий період напрацювання встановлено знижену нагароутворювальну здатність на 45%, фізико-хімічні показники відпрацьованої оливи і техніко-економічні характеристики двигуна в межах норми; при прискорених випробувань на двигуні 1 ЧН 8×11 - фізико-хімічні показники, диспергуючу здатність відпрацьованої оливи та техніко-економічні характеристики двигуна при напрацюванні в межах норми, зменшення підсумкової величини лако-, нагаровідкладень на поршні і продуктів зношування в середньому на 4%; при тривалих стендових випробувань на двигуні 2ДТХ№10 - фізико-хімічні показники відпрацьованої оливи і техніко-економічні характеристики двигуна при напрацюванні в межах норми, вміст продуктів зношування непрямым шляхом і лінійний знос основних деталей ЦПГ за мікромет при напрацюванні в межах норми; при тривалих експлуатаційних випробувань на двигуні 2ДТХ№13, трансмісії і гідравлічної системи трактору ХТЗ-1410 – задовільні норми фізико-хімічних показників та вмісту продуктів зношування у відпрацьованої оливи, відібраної з картеру двигуна та коробки перемикання передач.

ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ І ВИСНОВКИ:

1. Встановлені умови попередження розриву мікро-ЕГД мастильного шару, які досягаються комплексом заходів щодо поліпшення триботехнічних, реологічних і фізико-хімічних показників за багатофакторною критеріальною оцінкою: реалізації стійкого мащення в умовах змішаного тертя; підбору оптимальної форми контакту; збільшення долі гідродинамічного тиску мастильних шарів відносно контактного тиску на виступах мікронерівностей; врахування реологічних параметрів мастильних середовищ; оцінки появи пластично-деформованого стану; вибору якісного і кількісного хімічного складу активних компонентів в мастильному середовищі для створення міцних модифікованих шарів з оптимальною структурною пристосовуваністю та термомеханічною стійкістю до екстремальних умов роботи.

2. Збільшення долі гідродинамічного тиску відносно контактного тиску на виступах мікронерівностей мастильних шарів досягається збільшенням товщини мастильного шару для підшипникових вузлів тертя за рахунок підвищення швидкості кочення в залежності від класу в'язкості та кінематики тертя: для олив з низьким класом в'язкості - у 2,6 рази більшу, ніж для олив з високим класом в'язкості та у 2 рази більшу, ніж для олив з середнім класом в'язкості; при терті кочення з частковим проковзуванням 15% - на 60% більшу, ніж при чистому терті кочення.

3. Для зменшення западини мінімальної товщини мастильного шару на виході з мікро-ЕГД контакту в умовах мастильного голодування, запропоновано: застосовувати оливи високого класу в'язкості на рівні SAE 80W-90 з оптимальними реологічними властивостями, які формують мастильні шари високої несучої здатності на поверхнях тертя; збільшення відношення радіусів кривин до $\beta \leq 25$, яке реалізує підвищення у 2 рази мінімальної товщини мастильного шару на виході з контакту.

4. Встановлено оптимальний фізико-хімічний склад суміші з модифікатором тертя сульфідної групи EP у визначеній концентрації за протизношувальними, протизадирними та антифрикційними властивостями модифікованих шарів для

підшипникових вузлів тертя, що працюють в екстремальних умовах роботи, який забезпечує: формування оптимальної товщини модифікованого шару (до 150 нм) та найшвидше його адаптування (на 700 м) до екстремальних умов тертя з самого початку пробігу до стабілізації беззношувального процесу тертя (на 9000 м); стрімке падіння на 40% і подальше стабілізування сил тертя; збільшення критичного навантаження на 78Н, зменшення діаметру плями зношування на 10%, збільшення індексу задиру на 18%, в порівнянні з іншими зразками при всіх рівних умовах випробувань.

5. Встановлені закономірності зміни механічних, реологічних та триботехнічних властивостей модифікованих шарів при застосуванні суміші сульфідної групи EP до нестационарних умов тертя неконформних вузлів ДВЗ при низькотемпературному запуску, а саме за: кінетикою зміни механічних властивостей поверхонь тертя при зміцнюванні випереджаючої поверхні до 200 МПа, а при розміцнюванні відстаючої поверхні до 100 МПа впродовж 2400 циклів напрацювання; скороченням шляху тертя при мінімальній шорсткості; поліпшеними реологічними властивостями модифікованих шарів при найбільшій швидкості зсуву до $4,4 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$; зменшенням перевищення лінійного зносу випереджаючої поверхні при збільшенні контактних напружень до 680МПа - від 15% до 9%, для відстаючої поверхні - від 49% до 16%, зменшенням сумарного лінійного зносу від 3,2 до 1,78 разів.

6. Для умов пластично-деформованого контакту, було визначено модифіковану моторно-трансмісійну оливу ПРОТЕК ЄМТ-8, яка забезпечує створення в зоні фрикційного контакту неконформних вузлів ДВЗ модифікованих шарів з оптимальною структурною пристосовуваністю та мастильною здатністю до низькотемпературного запуску, що визначається: підвищенням градієнту швидкості зсуву на 11% та ефективної в'язкості на 10%; зменшенням сумарної величини коефіцієнту тертя на 60%; збільшенням негідродинамічної складової товщини модифікованого шару на 67%.

7. Встановлені закономірності адаптування процесів самоорганізації і самовідновлення модифікованих шарів до нестационарних умов тертя ковзання конформних вузлів ДВЗ в умовах низькотемпературного запуску при

застосуванні суміші фулеренів (СФС) в оптимальній концентрації, які визначаються полегшуванням проходження зсувних процесів на 25% у модифікованому шарі при максимальній швидкості зсуву та зменшенням лінійного зносу на 25%.

8. Встановлено універсальність модифікованих олив АРІАН Ультрагаз і ПРОТЕК СМТ-8 при застосуванні фулеренів в поєднанні з модифікаторами тертя групи EP, які створюють в зоні фрикційного контакту комбіновані модифіковані шари з негідродинамічною складовою товщини у 2 рази більшу в порівнянні зі штатними оливами, зменшуючи коефіцієнт тертя у 2,4 рази, а лінійний знос у 2,2 рази, тим самим, вони забезпечують прискорену і вчасну синергетичну дію при полімеризації та модифікуванні відповідних шарів у конформних вузлів ДВЗ при низькотемпературному запуску впродовж прогрівання.

9. Встановлено кореляційний взаємозв'язок між температурою в локальній зоні контакту і об'ємною температурою модифікованої оливи при збільшенні максимального контактного напруження до 68 МПа в період припрацювання з відповідним рознесенням кореляційних лінійних залежностей в бік високих температур на 15К. В умовах напрацювання до 15 циклів, встановлена збільшена термомеханічна стійкість модифікованої оливи АРІАН Ультрагаз в порівнянні зі штатною оливою, в середньому на $\Delta T = 23\text{K}$, що підтверджує оптимальну структурну пристосовуваність модифікованих шарів до екстремальних умов роботи.

10. Визначено механізми зменшення напружено-деформованого стану в зоні фрикційного контакту при збільшенні еліптичності форми контакту, які полягають: у зниженні максимальних контактних напружень на 90%, дотичних напружень в підповерхневій області контакту - на 85%, деформацій - на 86%. Встановлено місцеположення зони локалізації концентратора дотичних напружень, в якому визначено, що збільшення еліптичності форми контакту сприяє перерозподілу контактного напруження на 3% більшою в ортогональному напрямку кочення, ніж по глибині.

11. Реалізація стійкого мікро-ЕГД мащення підшипникових вузлів тертя за результатами математичного моделювання досягається за рахунок зростання

мінімальної товщини на виході з контакту при одночасному збільшенні швидкості кочення і динамічної в'язкості мастильного матеріалу на 67% з урахуванням зміни фактичної форми контакту та реологічних властивостей мастильного матеріалу. Для практичного застосування, розроблено номограму підбору оптимального типу мастильного матеріалу за класом в'язкості до конкретного підшипнику кочення з урахуванням оптимізації конструкції (форми контакту) підшипнику.

12. Реалізація стійкого мащення в умовах змішаного тертя вузлів ДВЗ за результатами математичного моделювання досягається за рахунок зростання товщини мастильного шару у фрикційній зоні контакту між верхнім компресійним кільцем та гільзою циліндру ДВЗ при одночасному збільшенні швидкості ковзання та динамічної в'язкості на 50% з урахуванням зміни ходу поршня двигуна та реологічних властивостей мастильного матеріалу. Для практичного застосування, розроблені номограми оцінки ефективності мащення та зносостійкості пар тертя за типом моторної оливи та кількості обертів і кута повороту коленвала двигуна.

13. За результатами запропонованої концепції методології підвищення ефективності мащення та зносостійкості підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ, що працюють в екстремальних умовах роботи, розроблені і впроваджені у виробництво та пройшли прискорені і довготривалі випробування, нові модифіковані оливи, які показали: збільшення ресурсу напрацювання в мотогодинах (авіаційна олива АРІАН МС-8пн, моторна олива АРІАН Ультрагаз); скорочення матеріально-технічних витрат на обслуговування за рахунок збільшення на 25% довговічності кулькових підшипників кочення в мільйонах обертів (авіаційна олива АРІАН МС-8пн); універсальність застосування єдиної оливи замість трьох олив (моторно-трансмісійна олива АРІАН ЄМТ-8); поліпшені триботехнічні та фізико-хімічні властивості при застосуванні в потужних газових двигун-генераторів (моторні оливи ПРОТЕК STATGAS 40 і ПРОТЕК STATGAS 40МА).

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Аджер В.В. Некоторые особенности реверсивного трения скольжения / В.В. Аджер, В.И. Комендант // Теория трения, износа и смазки. Ч.3. – Ташкент: Изд-во ТашПИ, 1975. – С. 87-139.
2. Айнбиндер С.Б. О механизме граничного трения / С.Б. Айнбиндер // Трение и износ. - 1983.– Т.4. - № 1. - С. 5-11.
3. Александров В.М. Математические методы в контактных задачах с износом. Нелинейные модели и задачи механики деформируемого тела / В.М. Александров, Е.В. Коваленко. - М.: Наука, 1984 - С. 77-89.
4. Александров В.М. Контактные задачи для тел с тонкими покрытиями и прослойками / В.М. Александров, С.М. Мхатарян. - М.: Наука, 1983. – 488с.
5. Антонюк Д. Восстановление и повышение износостойкости и срока службы деталей машин / Д. Антонюк – Запоріжжя: Запорізький національний технічний університет. - 2002. – 109 с.
6. Аппелдорн И. О современном состоянии теории смазки и ее связи с реологией / И. Аппелдорн // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1968. – № 3. – С. 1-7.
7. Артилес А. Исследование радиальных подшипников в режиме масляного голодания с учетом температурных и кавитационных эффектов / А. Артилес, Х. Хешмат // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1985. – № 1. – С. 1.
8. Асташкевич Б.М. Механизм износа деталей цилиндро-поршневой группы тепловозных двигателей / Б.М. Асташкевич // Тезисы докладов II научно-технического совещания по повышению износостойкости деталей цилиндро-поршневой группы двигателей внутреннего сгорания. - ГосНИИМАШ АН СССР, 1968. – С. 13-16.
9. Ахматов А. С. Молекулярная физика граничного трения / А. С. Ахматов - М.: ГИФМА, 1963. – 472 с.

10. Ахматов А.С. Специфика контактного взаимодействия при возвратно-поступательных перемещениях / А.С. Ахматов, В.М. Андреевский, В.И. Дзинкевич // Тезисы докладов Всесоюзного научно-технического семинара по контактной жесткости в машиностроении. - Тбилиси: Изд-во ГПИ, 1975. – С. 16-21.
11. Беляев Н.М. Труды по теории упругости и пластичности / Н.М. Беляев - М.: Гостехиздат, 1957. - 629с.
12. Березняков А.И. О влиянии полярных молекул смазочного материала на силу трения / А.И. Березняков // Трение и износ. – 2001. – Т.22. - №5. – С. 513-519.
13. Большаков В.Ф. Подготовка топлив и масел в судовых дизельных установках / В.Ф. Большаков, Л.Г. Гинзбург. - Л.: Судостроение, 1978. - 152с.
14. Боуден Ф. Трение и смазка твердых тел / Ф. Боуден, Д. Тейбор. - Пер. с англ. – М.: Машиностроение, 1968. – 546 с.
15. Великанов Д.П. Эксплуатационные качества автомобилей / Д.П. Великанов. - Автотрансиздат, 1962. – 74 с.
16. Венцель С.В. Смазка двигателей внутреннего сгорания / Венцель С.В. - М.: Машгиз, 1963. – 180 с.
17. Венцель С.В. Применение смазочных масел в двигателях внутреннего сгорания / С.В. Венцель - М.: Химия, 1979. - 240 с.
18. Венцель С.В. Смазка и долговечность двигателей внутреннего сгорания / С.В. Венцель - К.: Техника, 1977. - 208 с.
19. Виноградов Г.В. Механизм противоизносного и антифрикционного действия смазочных сред при тяжелых режимах граничной смазки / Г.В. Виноградов, Ю.Я. Подольский // О природе трения твердых тел. - Минск: Наука и техника, 1971. – С. 281-304.
20. Виноградов Г. В. Условия и виды заедания при трении закаленной стали в углеводородных смазочных средах / Г. В. Виноградов, Ю. Я. Подольский, Н. В. Корепова // Машиноведение. – 1965. – № 5. – С. 109–144.

21. Витязь П.А. Нанокристаллические алмазы и перспективы их использования / П.А. Витязь // Наноструктурные материалы: получения и свойства. – Минск: НАНБ, 2000. – С. 8–20.
22. Волков Ю.В. Долговечность машин, работающих в абразивной среде / Ю.В. Волков, З.А. Волкова, Л.М. Кайгородцев. - М.: Машиностроение, 1964.
23. Воробьева С. А. Влияние высокодисперсных металлоплакирующих присадок на антифрикционные и противоизносные свойства моторного масла / С. А. Воробьева, Е. А. Лавринович, В. В. Мушинский, А. И. Лесникович // Трение и износ. – 1996. - Т. 17. - №6. - С. 827-831.
24. Воронін С.В. Вплив фазового стану присадки на товщину рідкокристалічних шарів граничної плівки / С.В. Воронін // Збірник наукових праць УкрДАЗТ. – Харків: УкрДАЗТ, 2015. – Вип. 151. – Т.2. – С. 56-62.
25. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости / Л.А. Галин - Г.: ГИТТЛ, 1953.
26. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости при наличии износа / Л.А. Галин // ПММ, 1976 - Т.40. - №6. - С.981-989.
27. Галин Л.А. Развитие теории контактных задач в СССР / Л.А. Галин - М.: Наука, 1976. - 496с.
28. Гаркунов Д.Н. Триботехника / Д.Н. Гаркунов - М.: Машиностроение, 1985. - 424 с.
29. Гаркунов Д.Н. Современные проблемы триботехники / Д.Н. Гаркунов, А.А. Поляков, В.Я. Семенов // Трение и износ, 1980. – Т.1. – №3. – С. 393-402.
30. Голего Н. Л. Схватывание в машинах и методы его устранения / Н. Л. Голего. – К.: Техника, 1965. – 231 с.
31. Горячева И.Г. Контактные задачи в трибологии / И.Г. Горячева, М.Н. Добычин. - М.: Машиностроение, 1988. – 253 с.
32. Гоэр Р. Толщина пленки и сопротивление качению в упругодинамическом точечном контакте / Р. Гоэр // Проблемы трения и смазки. – 1971. – № 3. – С. 22–26.

33. Громаковського Д.Г. Трибологія. Фізическіе основи, механіка і техніческіе приложєня: учеб. для вузов / под ред. Д.Г. Громаковського. – СГТУ, 2000. – 268 с.
34. Грубін А. Н. Основи гідродинаміческої теорії смазки тяжелонагру-жєнних криволинейних поверхностей / А.Н. Грубін. – М.: Машгиз., 1949. – 150 с.
35. Гурєєв А. А. Химмотологія / А. А. Гурєєв, И. Г. Фукс, В. Л. Лашхи. - М.: Изд-во Химия, 1986.
36. Гусєв А. И. Наноматеріалы, наноструктуры, нанотехнологии / А.И. Гусєв. - М.: Физматлит, 2005. – 416 с.
37. Дерягин Б. В., Чураєв Н. В., Муллер В. М. Поверхностные силы. – М.: Наука, 1985. – 399 с.
38. Джонсон К. Л. Механіка контактного взаємодєєвствія / К. Л. Джонсон. - М.: Мир, 1989. - 510с.
39. Диннік А.Н. Удар і сжатіє упругих тел / А.Н. Диннік. - Избранные труды: Т.1. – К.: Изд. АН УССР, 1952 - 253с.
40. Дмитріченко М.Ф. Масильна дія олів в умовах еластогідродинамічного мащення: монографія / М.Ф. Дмитріченко, О.А. Міланєнко. - К.: Укравтодор, 2009 – 184с.
41. Дмитріченко М.Ф. Триботехнічні характеристики масильних матеріалів в умовах експлуатації машин і механізмів: монографія / М.Ф. Дмитріченко, О.М. Білякович, О.А. Міланєнко, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця. – К.: НТУ, 2016. - 121с.
42. Дмитріченко М.Ф. Підвищення надійності транспортних засобів шляхом застосування модифікаторів тертя: монографія / М.Ф. Дмитріченко, О.А. Міланєнко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. – К.: НТУ, 2017. - 104с.
43. Дмитріченко М. Ф. Триботехніка та основи надійності машин / М. Ф. Дмитріченко, Р. Г. Мнацаканов, О. О. Мікосянчик. - К.: Інформавтодор, 2006. – 216с.

44. Дмитриченко М.Ф. Моніторинг стану трибосистем в умовах експлуатації: монографія / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович. – К.: НТУ, 2014. – 160с.
45. Дмитриченко М.Ф. Альтернативні рішення з забезпеченням сектора АПК мастильними матеріалами / М.Ф. Дмитриченко, Р.Г. Мнацаканов, О.А. Міланенко, В.Н. Бородій // Науково-технічний збірник НТУ та Транспортної Академії України. – К.: НТУ, 2002. - Вісник № 7. – С. 55-58.
46. Дмитриченко М.Ф. Кінетика формування експлуатаційної жорсткості контактних поверхонь / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко // Науково-технічний збірник НТУ. – К.: НТУ, 2008. - Вісник № 15. – С. 15-18.
47. Дмитриченко М.Ф. Лабораторні та прискорені моторні випробування універсальної оливи для військової та сільськогосподарської техніки / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Г.В. Щербаненко // Науково-технічний збірник НТУ. – К.: НТУ, 2008. - Вісник № 16. – С. 15-21.
48. Дмитриченко М.Ф. Ресурсні випробування спеціально розробленої моторної оливи для змащування вузлів когенераційних установок на базі газопоршневих двигун-генераторів / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Р.Г. Мнацаканов, С.Є. Ісаєнков // Вісник Національного транспортного університету. - К.: НТУ, 2008. - Випуск 17 (Ч.1). – С. 14-16.
49. Дмитриченко М.Ф. Працездатність та надійність універсальної оливи для військової та сільськогосподарської техніки / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Р.Г. Мнацаканов, Г.В. Щербаненко // Автошляховик України. Вісник центрального наукового центру транспортної академії України. – К.: УкрАвтодор, 2009. - Випуск № 12. – С. 66-69.
50. Дмитриченко М.Ф. Оцінка експлуатаційних властивостей моторної оливи для газових двигун-генераторів / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Р.Г. Мнацаканов, С.Є. Ісаєнков // Проблеми транспорту. Збірник наукових праць. – К.: НТУ, ДП ОПРУ, 2009. - №6. – С.31 – 35.
51. Дмитриченко М.Ф. Экспресс-анализ химического состава наноструктуры поверхностного слоя / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Р.Г.

Мнацаканов // Вісник ХНАДУ. – Харків: ХНАДУ, 2010. - Випуск №51. – С.53-56.

52. Дмитриченко М.Ф. Підвищення довговічності трибоспряжень з урахуванням впливу на контактні поверхні сучасних наномодифікаторів / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, А.М. Савчук, О.М. Білякович, В.І. Лізанець // Вісник Національного транспортного університету. - К.: НТУ, 2012. - Випуск 26 (Ч.2). – С. 17 – 22 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/26_2_2013/017-022.pdf).

53. Дмитриченко М.Ф. Дослідження антифрикційних властивостей трансмісійної оливи в умовах динамічних навантажень / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, О.І. Куш // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2014. – Випуск 29. – С. 106-111 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/29_1_tech_2014/106-111.pdf).

54. Дмитриченко М.Ф. Реологічні складові товщини ЕГД мастильного шару / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, В.І. Лізанець // Управління проектами, системний аналіз і логістика. Науковий журнал. - К.: НТУ, 2014. - Випуск №13. – С. 51-58 (http://publications.ntu.edu.ua/upravl_project/2014_13_tech/049.pdf).

55. Дмитриченко М.Ф. Вплив навантаження на антифрикційні та реологічні властивості олів у контакті / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, О.І. Куш, О.А. Міланенко // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2014. – Випуск 30. – С. 103-110 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/30_1_tech_2014/103-110.pdf).

56. Дмитриченко М.Ф. Методика підвищення надійності трибосполучень при використанні наномодифікаторів в умовах тривалої експлуатації олів / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, О.І. Куш // Systems and means of motor transport. Selected problems: monografia. – Politechnika Rzeszowska, 2014. - Nr 5 (Seria: Transport). – P. 239-246.

57. Дмитриченко М.Ф. Моніторинг стану поверхневих шарів трибосполучень в умовах тривалої експлуатації олив / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, А.О. Глухонець // Systems and means of motor transport. Selected problems: monografia. – Politechnika Rzeszowska, 2015. - Nr 6 (Seria: Transport). – P. 227-232.

58. Дмитриченко М.Ф. Кінетика зміни товщини змащувального шару при напрацюванні / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, О.І. Куш // Проблеми трибології. Міжнародний науковий журнал. – 2015. - Випуск №2. – С. 90-94 (<https://tribology.khnu.km.ua/index.php/ProbTrib/article/view/435>).

59. Дмитриченко М.Ф. Вплив контактного навантаження на мікротвердість приповерхневих шарів досліджуваних матеріалів / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, О.І. Куш, Ю.О. Туриця // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2015. – Випуск 2 (32). – С. 116-123 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/32_2_econ_2015/116-123.pdf).

60. Дмитриченко М.Ф. Методика оцінки зносостійкості трибосполучень в залежності від тривалості експлуатації олив / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, О.І. Куш // Вісник національного університету «Львівська політехніка». Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні, Львів. - № 822. – 2015. – С. 1 – 6 (<https://science.lpnu.ua/uk/sppo/vsi-vypusky/volume-822-2015/metodyka-ocinky-znosostiykosti-trybospoluchen-v-zalezhnosti-vid>).

61. Дмитриченко М.Ф. Дослідження ефективності мащення та закономірностей формування гідродинамічної складової товщини мастильного шару в контакті / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, О.А. Міланенко, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, О.В. Руденко // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2016. – Випуск 1 (34). – С. 165-170 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/34_2016/165-170.pdf).

62. Дмитриченко М.Ф. Оцінка ефективності мащення олив при дослідженні коефіцієнту тертя за умов частих пусків та зупинок / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, О.А. Міланенко // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2016. – Випуск 2 (35). – С. 58-62 (http://publications.ntu.edu.ua/visnyk/35_2016/058-062.pdf).

63. Дмитриченко М.Ф. Вплив активної поверхні металу на полімеризацію вуглеводневих компонентів оливи та фулерену C₆₀ / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, О.А. Міланенко // Systems and means of motor transport. Selected problems: Monografia. - Politechnika Rzeszowska. – 2018. - №14 (Seria: Transport). – P.47-52.

64. Дмитриченко М.Ф. Реологічні особливості моторних олив в період прогрівання двигуна / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, О.М. Білякович, Ю.О. Туриця, А.М. Савчук // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2019. - Випуск №1 (43). – С. 55-65 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2019-1-43-055-065>).

65. Дмитриченко М.Ф. Вплив температури навколишнього середовища на властивості моторних олив / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2020. - Випуск №1 (46). – С. 102-112 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2020-1-46-102-112>).

66. Дмитриченко М.Ф. Influence of filter elements on the operation of tribomechanical systems / М.Ф. Дмитриченко, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, О.А. Міланенко // Problems of Tribology. – Vol. 26. - №3(101). - 2021. – P. 56-62 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2021-101-3-56-62>).

67. Дмитриченко М.Ф. Influence of temperature on the dynamics of formation of granic sleeps and connected elevation dynamics in sliding conditions / М.Ф. Дмитриченко, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, О.А. Міланенко, М.І. Косенко // Problems of Tribology. – Vol. 27. - №3(105). - 2022. – P. 76-81 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2022-105-3-76-81>).

68. Дмитриченко М.Ф. Особливості випробування моторних олиव класу LowSaps для потужних дизельних двигунів EURO 6 / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, А.М. Савчук, А.О. Глухонець, Ю.О. Туриця, О.І. Куц, М.І. Косенко // Вісник Національного транспортного університету. Науково-технічний збірник. – К.: НТУ, 2022. - Випуск №3 (53). - С. 138-145 (<https://doi.org/10.33744/2308-6645-2022-3-53-138-145>).

69. Дмитриченко М.Ф. Influence of lubricant material in the point contact zone of rolling friction on fatigue life for friction bearing units / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця // Problems of Tribology. – Vol. 28. - №2(108). - 2023. – P. 15-19 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2023-108-2-15-19>).

70. Дмитриченко М.Ф. Математична модель оцінки надійності мастильного процесу в точковому контакті / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, В.І. Лізанець // Свідоцтво 51419. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 51712, заяв. 24.07.2013; зареєстровано 26.09.2013. – 2 с.

71. Дмитриченко М.Ф. Методика визначення ефективності мащення олив за кінетикою швидкісних, навантажувальних, температурних чинників та динамікою надходження мастильного матеріалу в зону контакту / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, В.І. Лізанець, Ю.О. Туриця // Свідоцтво 54824. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 5511, заяв. 13.03.2014; зареєстровано 16.05.2014. – 2 с.

72. Дмитриченко М.Ф. Методика визначення мастильних та антифрикційних властивостей олив на основі оцінки їх реологічних характеристик в нестационарних умовах мащення / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, В.І. Лізанець, Ю.О. Туриця // Свідоцтво 54825. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 55166, заяв. 13.03.2014; зареєстровано 16.05.2014. – 2 с.

73. Дмитриченко М.Ф. Алгоритм рішення задачі щодо визначення стану трансмісійних олив за динамічними характеристиками тертя / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця //

Свідоцтво 60751. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 61135, заяв. 22.05.2015; зареєстровано 21.07.2015. – 2 с.

74. Дмитриченко М.Ф. Методика прогнозування довговічності і оптимальний вибір мастильного матеріалу підшипників кочення в умовах рясного мащення і масляного голодування / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця // Свідоцтво 61082. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 61443, заяв. 10.06.2015; зареєстровано 07.08.2015. – 2 с.

75. Дмитриченко М.Ф. Математичне моделювання оцінки триботехнічних властивостей моторних оливо при експлуатації / М.Ф. Дмитриченко, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, О.І. Куш // Свідоцтво 61348. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 61655, заяв. 23.06.2015; зареєстровано 20.08.2015. – 2 с.

76. Дмитриченко М.Ф. Методика визначення оптимальної концентрації наномодифікатора в універсальних моторно-трансмісійних оливах / Міланенко О.А., Туриця Ю.О., Міняйло К.М. // Свідоцтво 64565. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 65027, заяв. 28.01.2016; зареєстровано 21.03.2016. – 2 с.

77. Дмитриченко М.Ф. Методика визначення протизношувальних, протизадирних та антифрикційних властивостей досліджуваних оливо / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, А.М. Савчук, О.М. Білякович, Ю.О. Туриця // Свідоцтво 75079. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 75771, заяв. 02.10.2017; зареєстровано 30.11.2017. – 2 с.

78. Дмитриченко М.Ф. Вплив реологічних показників модифікованої оливи на антифрикційні властивості в контакті / М.Ф. Дмитриченко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця // Свідоцтво 89417. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 90068, заяв. 19.04.2019; зареєстровано 05.06.2019. – 2 с.

79. Дмитриченко М.Ф. Реологічні особливості моторних оливо в період прогрівання двигуна / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, О.М. Білякович,

Ю.О. Туриця, А.М. Савчук // Свідоцтво 89421. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № 90063, заяв. 19.04.2019; зареєстровано 05.06.2019. – 2 с.

80. Дмитриченко М.Ф. Методика оцінки ефективності мастильної дії модифікованих моторних олів в умовах примусового збільшення температури на пусковому етапі роботи двигунів внутрішнього згорання / М.Ф. Дмитриченко, А.М. Савчук, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця // Свідоцтво 108697. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № с202106840, заяв. 27.09.2021; зареєстровано 19.10.2021. – 2с.

81. Дмитриченко М.Ф. Вплив температури навколишнього середовища на властивості моторних олів / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, О.М. Білякович, А.М. Савчук, Ю.О. Туриця, М.І. Косенко // Свідоцтво 115969. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № с202204040, заяв. 08.09.2022; зареєстровано 19.01.2023. – 2с.

82. Дмитриченко М.Ф. Методика розрахунку основних триботехнічних характеристик в зоні лінійного контакту тертя між верхнім компресійним кільцем та внутрішньою стінкою гільзи циліндру двигуна внутрішнього згорання / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, А.М. Савчук, О.М. Светазаров // Свідоцтво 117433. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № заяв. с202300919; зареєстровано 22.03.2023. – 2с.

83. Дмитриченко М.Ф. Методика розрахунку максимальних контактних напружень, деформацій, величини й ортогональне положення в підповерхневій зоні максимального дотичного напруження з урахуванням впливу мікрогеометрії в зоні точкового контакту для підшипникових вузлів тертя / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, А.М. Савчук, О.М. Светазаров // Свідоцтво 117432. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № заяв. с202300917; зареєстровано 22.03.2023. – 2с.

84. Дмитриченко М.Ф. Методика розрахунку реологічних і триботехнічних характеристик мастильних матеріалів з урахуванням зміни максимального тиску й температури в зоні точкового контакту для

підшипникових вузлів тертя / М.Ф. Дмитриченко, О.А. Міланенко, Ю.О. Туриця, А.М. Савчук, О.М. Светазаров; Свідоцтво 117431. - Заявник та власник: Національний транспортний університет. – № заяв.: с202300915; зареєстровано 22.03.2023. – 2с.

85. Дмитриченко Н.Ф. Эластогидродинамика / Н.Ф. Дмитриченко. – Львов: Изд-во Национального университета «Львовская политехника», 2000. – 224 с.

86. Дмитриченко Н. Ф. Эластогидродинамическая смазка линейных контактов в условиях обильной смазки и масляного голодания / Н. Ф. Дмитриченко, Р. Гохар, Дж. Уэн // Трение и износ. – 1993. – Т. 14. - № 13. – С. 438–443.

87. Дроздов Ю. Н. Противозадирная стойкость трущихся тел / Ю. Н. Дроздов, В. Г. Арчegov, В. И. Смирнов. - М.: Наука, 1981. – 139 с.

88. Дроздов Ю.Н. Трение и износ в экстремальных условиях / Ю.Н. Дроздов, В.Г. Павлов, В.Н. Пучков. – Справочник. - М., «Машиностроение», 1986. – 224с.

89. Евдокимов Ю.А. Планирование и анализ экспериментов при решении задач трения и износа / Ю.А. Евдокимов, В.И. Колесников, А.И. Тетерин // М.: Наука, 1980. - 227с.

90. Ермолаева А. Н. Симметрично замещённые диарилдисульфиды как присадки, повышающие смазочную способность нефтяных масел / А. Н. Ермолаева, В. А. Трофимов, Е. А. Кожекина, И. А. Буяновский // Трение и износ. – 1994. – Т. 15, № 5. – С. 877–882.

91. Запорожец В.В. Микромеханические характеристики модифицированных слоев при трении / В.В. Запорожец, О.Н. Билякович, И.М. Закиев // Сборник: Проблемы эксплуатации наземной техники и применения ГСМ в ГА. - К.: КИИГА, 1991. - С.16-19.

92. Заславский Ю.С. Механизм действия противоизносных присадок к маслам / Ю.С. Заславский, Р.Н. Заславский. – М.: Химия, 1978. – 224 с.

93. Заславский Ю.С. Трибология смазочных материалов / Ю.С. Заславский. - М.: Химия, 1991. - 312 с.
94. Зозуля В.Д. Словарь - справочник по трению, износу и смазке деталей машин / В.Д. Зозуля, Е.Л. Шведков, Д.Я. Ровинский, Э.Д. Браун. – 2-е изд. – К.: Наук. думка, 1990. – 264 с.
95. Камерон А. Теория смазки в инженерном деле / А. Камерон. – М.: Машгиз, 1962. – 296 с.
96. Канарчук Е.А. Влияние режимов работы на износ двигателей внутреннего сгорания / Е.А. Канарчук, В.Е. Канарчук. – К.: Наукова думка, 1970. – 312с.
97. Капица П. Л. Гидродинамическая теория смазки при качении / П.Л. Капица. - ЖТФ, 1955. – № 4.
98. Кіндрачук, В.Ф. Трибологія / В.Ф. Кіндрачук, М.І. Лабунець, Є.В. Пашечко, Корбут. - Киев: НАУ, 2009.
99. Кламанн Д. Смазки и родственные продукты. Синтез. Свойства. Применение. Международные стандарты / Д. Кламанн. - Пер. с англ.: под ред. Ю.С. Заславского. – М.: Химия, 1988. – 488 с.
100. Когаев В.П. Прочность и износостойкость деталей машин / В.П. Когаев, Ю.Н. Дроздов. - Учеб. пособие для маш. спец. вузов. – М.: Высшая школа, 1991. – 319 с.
101. Коднир Д. С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин / Д.С. Коднир. – М.: Машиностроение, 1976. – 304 с.
102. Коднир Д. С. Толщина смазочного слоя и коэффициент трения в тяжело нагруженном точечном контакте / Д. С Коднир., Р. Г. Салуквадзе, Д. И. Бакашвили, В. Ш. Шварцман // Труды I Всероссийской конференции по контактно-гидродинамической теории смазки и ее практическому применению. – Куйбышев, 1974. – Сб.2. – С. 51–71.
103. Коднир Д.С. Определение толщины смазочного слоя в контакте качения (применительно к подшипникам качения и зубчатым передачам) / Д.С. Коднир. – Куйбышев: КАИ, 1970. – 20 с.

104. Колесников Ю. В. Механика контактного разрушения / Ю. В. Колесников, Е.М. Морозов. - М.: Наука, 1989. - 224с.
105. Колесников К. С. Технологические основы обеспечения качества машин / К.С. Колесников. – М.: Машиностроение, 1990. – 256 с.
106. Кореляков Л. Современные высокоиндексные масла из нефтяного сырья / Кореляков Л., Школьников В. М. – М.: ЦНИИТЭНефтехим, 1972. – С. 5-15.
107. Костецкий Б. И. Механохимические процессы при граничном трении / Б. И. Костецкий, М. Э. Натансон, Л. И. Бершадский. – М.: Наука, 1972. – 170 с.
108. Костецкий Б. И. Надежность и долговечность машин / Б. И. Костецкий, И. Г. Носовский, Л. И. Бершадский, А. К. Караулов. – К.: Техника, 1975. – 408 с.
109. Костецкий Б. І. Поверхнева міцність матеріалів при терті / Б. І. Костецкий, І. Г. Носівський, А. К. Караулов. – К.: Техніка, 1976. – 296 с.
110. Костыгов В.Т. Прогнозирование трибохарактеристик смазываемых узлов трения по состоянию субструктуры приповерхностных слоев моделей / В.Т. Костыгов, В.А. Кохановский //Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2006. – №7. – С.3-8.
111. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. - 526 с.
112. Крагельский И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский // Труды всесоюзной конференции КИИГА. - Киев, 1973. - С. 3-4.
113. Крагельский И.В. Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2 кн. / И.В. Крагельский, В.В. Алисин. - М.: Машиностроение, 1978. – 1 кн. – 400 с.
114. Крагельский И. В. Трение и износ: 2-е изд., перераб. и доп. / И. В. Крагельский. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с.
115. Крылов К.А. Долговечность узлов трения самолетов / К.А. Крылов, М.Е. Хаймзон. – М.: Транспорт, 1976. – 184с.

116. Кубинек М. Улучшение характеристик подшипников качения / М. Кубинек // Подшипниковая промышленность. - 1969. - №3. - С.42-46.
117. Литмен. Распространение контактной усталости от источников поверхностного и подповерхностного происхождения: Теоретические основы инженерных расчетов / Литмен, Уайндер // М.: Мир, 1966. – №3. – 94 с.
118. Лысиков Е.Н. Надмолекулярные структуры жидких смазочных сред и их влияние на износ технических систем: монография / Е.Н. Лысиков, В.Б. Косолапов, С.В. Воронин. – Харьков: ЭДЭНА, 2009. – 274с.
119. Маджумдар. Влияние шероховатости на характеристики упругогидродинамического линейного контакта / Маджумдар, Хэмрок // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1982. – № 3. – С. 103.
120. Макушин В.М. Упругие перемещения и напряженное состояние в местах силового контакта деталей: расчеты на прочность в машиностроении / В.М. Макушин // М.: Машгиз, 1958. - Макушин В.М. – Т.2. - С.385 – 486.
121. Матвеевский Р. М. Противозадирная стойкость смазочных сред при трении в режиме граничной смазки / Р. М. Матвеевский, И. А. Буяновский, О. В. Лазовская. – М.: Наука, 1978. – 191 с.
122. Матвеевский Р. М. Смазочные материалы: Антифрикционные и противоизносные свойства. Методы испытаний / Р. М. Матвеевский, В. П. Лашхи, И. А. Буяновский. – М.: Машиностроение, 1989. – 224 с.
123. Матвеевский Р.М. Температурная стойкость граничных смазочных слоев и твердых смазочных покрытий при трении металлов и сплавов / Р.М. Матвеевский. – М.: Наука, 1971. – 227 с.
124. Мікосянчик О. О. Алгоритм визначення товщини мастильного шару між першим компресійним кільцем та гільзою циліндра ДВЗ залежно від робочого процесу / О. О. Мікосянчик, З. Є. Новохатська, М. О. Хом'якова, М. В. Ціркун // Авіа-2013: XI Міжнародної наук.-техн. конф., 21-23 травня, 2013 р., Київ: матеріали. – К.: НАУ, 2013. – Т. 3. – С. 25–28.

125. Мікосянчик О. О. Моделювання інтенсивності зношування гільзи циліндра двигуна внутрішнього згорання / О. О. Мікосянчик, Р. Г. Мнацаканов, М. С. Хімко // Проблеми тертя та зношування. – 2015. – № 1 (66). – С. 140-145.
126. Микулин Ю.В. Пуск холодных двигателей при низкой температуре / Ю.В. Микулин, В.В. Карницкий, Б.А. Энглин. – М.: Машиностроение, 1971. – 184 с.
127. Микулин Ю.В. Смазка и износ двигателя при пусковом режиме в условиях положительных и отрицательных температур воздуха / Ю.В. Микулин // Энергомашиностроение. – 1969. – №1. - С. 9-14.
128. Мишин М.А. Долговечность двигателей / М.А. Мишин. - Л.: Машиностроение, 1986. - 288 с.
129. Пат. 71001, Україна, 7С10М159/16. Моторно-трансмiсійна олива / О.А. Міланенко, Е.Г. Рудик та інші; заявл. 12.11.2001; опубл. 15.11.2004, Бюл. № 11. – 6 с.
130. Міланенко О.А. Оливи для компресорів холодильних машин / О.А. Міланенко // АВІА-2004: Матеріали VI Міжнародної науково-технічної конференції. – К.: НАУ, 2004. - №4 (41). - С. 50-53.
131. Міланенко О.А. Influence of microgeometry in the point contact zone of rest friction on fatigue life for friction bearing units / О.А. Міланенко // Problems of Tribology. – Vol. 28. - №1(107). - 2023. – P. 6-12 (<https://doi.org/10.31891/2079-1372-2023-107-1-6-12>).
132. Міланенко О.А. Олива для змащування вузлів тертя газоперекачувальних агрегатів з приводом від судових ГТД / Міланенко О.А., Ісламов В.Ф. // Вопросы химии и химической технологии. – Дніпропетровськ: УДХТУ. – 2006. - №1. – С. 114-117.
133. Мур Д. Основы и применения трибоники / Д. Мур. – М.: Мир., 1978. – 485 с.
134. Мышкин Н.К. Трение, смазка, износ: Физические основы и инженерные приложения трибологии / Н.К. Мышкин, М.И. Петроковец. – М.: Физмат. – 2007. – 370с.

135. Ольховацкий А.К. Повышение ресурса тракторов применением восстановительных, антифрикционных и противоизносных добавок / А.К. Ольховацкий // Информационный листок №83-004-06. - ЦНТИ, 2006.

136. Орлов А. В. Повышение нагрузочной способности консольных зубчатых передач / А. В. Орлов // Вестник машиностроения. – 1959. - №2. - С.18-19.

137. Петрусевич А. И. Зубчатые и червячные передачи: Детали машин / А. И. Петрусевич. – М.: Машиностроение. – 1970.

138. Петрусевич А. И. Качество поверхности и прочность материалов при контактных напряжениях / А. И. Петрусевич // М.: Изд-во АН СССР, 1946. – С. 5.

139. Петрусевич А. И. Основные выводы из контактно-гидродинамической теории смазки / А. И. Петрусевич // Известия АН СССР ОТН. – 1951. - № 2. – С. 209-223.

140. Петрусевич А. И. Контактная прочность деталей машин / А. И. Петрусевич. - М.: Машиностроение, 1970. - 64с.

141. Пинегин С. В. Контактная прочность в машинах: Том. 3 / С. В. Пинегин. - М.: Машиностроение, 1965. – 191с.

142. Пинегин С. В. Контактная прочность и сопротивление качению / С. В. Пинегин. – М.: Машиностроение, 1969. – С. 88–107.

143. Пинегин С.В. Трение качения в машинах и приборах / С. В. Пинегин. – М.: Машиностроение, 1976. – 264 с.

144. Порохов В.С. Трибологические методы испытания масел и присадок / В.С. Порохов. – М.: Машиностроение, 1983. – 183 с.

145. Пракаш. Влияние шероховатости поверхности и ее ориентации на частичную упругогидродинамическую смазку роликов / Пракаш, Чихос // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1983. – № 4. – С. 75.

146. Пригоровский Н.И. Местные напряжения: Справочник машиностроителя. Том.3 / Н.И. Пригоровский // М.: Машгиз, 1955 - 267с.

147. Райко М. В. О свойствах смазочных слоев при высоких температурах / М. В. Райко // Труды Киевского института гражданского воздушного флота. – Киев, 1954. – № 12. – С. 53-62.
148. Райко М. В. Смазка зубчатых передач / М. В. Райко. – К.: Техника, 1970. – 196 с.
149. Райко М.В. Расчет деталей и узлов машин / М.В. Райко. - Труды К.: Техніка, 1966. – 500 с.
150. Райко М. В. Исследование смазочного действия нефтяных масел в условиях работы зубчатых передач: дис. ... докт. техн. наук: 05.02.04 / М. В. Райко – К.: КИИГА, 1974. – 369 с.
151. Райко М.В. Образование слоя смазки при приработке контактных поверхностей / М.В. Райко, В.П. Кадомский, В.С. Белоус // Вестник машиностроения, 1978. – №11. – С. 23-26.
152. Рамайя К.С. Присадки для увеличения маслянистости и увеличения прочности масляной пленки / К.С. Рамайя // Присадки к смазочным маслам. – М.: ГНТИ. – С. 56-74.
153. Ребиндер П. А. Физико-механическая механика / П. А. Ребиндер. – М.: Наука, 1979. – 831 с.
154. Родзевич Н. В. Выбор и расчет оптимальной формы роликов для подшипников / Н. В. Родзевич // Вестник машиностроения. – 1970. - №7. -С.11-15.
155. Розенберг Ю. А. Влияние смазочных масел на надежность и долговечность машин / Ю. А. Розенберг. – М.: Машиностроение, 1970. – 312 с.
156. Рудик Е.Г. Оливи на рослинній основі для гідромеханічних та автоматичних коробок передач / Е.Г. Рудик, Р.Г. Мнацаканов, О.А. Міланенко, М.М. Дец // АВІА-2003: Матеріали V Міжнародної науково-технічної конференції. – К.: НАУ. - 2003. - №4 (41). - С. 9-12.
157. Семенов А. П. Схватывание металлов / А. П. Семенов. – М.: Машгиз., 1958. – 280 с.

158. Старосельский А.А. Долговечность трущихся деталей машин / А.А. Старосельский, Д.Н. Гаркунов. – М.: Машиностроение, 1967. – 394 с.
159. Стаття 1 (П. 3) Закону України «Про енергетичну ефективність» - відомості Верховної Ради України (ВВР), 2022, № 2, Ст.8 із змінами, внесеними згідно із законами № 2392-іх від 09.07.2022 № 2710-іх від 03.11.2022 (URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/1818-20#Text>).
160. Суслов А. Г. От технологического обеспечения эксплуатационных свойств к качеству машин /А. Г. Суслов // Трение и износ. – 1997. – Т.18. – №3. – С. 311-320.
161. Суслов А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М.: Машиностроение, 1987. – 208с.
162. Суслов А. Г. Качество машин: Справочник; 2 Том / А. Г. Суслов, Э. Д. Браун, И. А. Виткевич. – М.: Машиностроение, 1995.
163. Сухов С. А. Исследование закономерностей сухого и граничного трения шероховатых поверхностей металлов / С. А. Сухов // Трение и износ в машинах. – 1950. – С. 105.
164. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер. - М.: Наука. – 1979.
165. Трубин Г. К. Контактная усталость материала для зубчатых колес / Г. К. Трубин. - М.: Машгиз. – 1962. – 404с.
166. Фролов К. В. Методы совершенствования машин и современные проблемы машиностроения / К. В. Фролов. – М.: Машиностроение, 1984.– 224 с.
167. Фукс И.Г. Введение в трибологию / И. Г. Фукс, И.А. Буяновский. – М.: Нефть и газ, 1985. – 278 с.
168. Хебда М. Справочник по триботехнике: В 3т. / Под общ. ред. М. Хебды, А.В. Чичинадзе // М.: Машиностроение,1990. - Т.2: Смазочные материалы, техника смазки, опоры скольжения и качения. – 412 с.
169. Хурумова А. Ф. Смазочные масла для приводов и нагнетателей газоперерабатывающих агрегатов / А. Ф. Хурумова, Т. И. Назарова, А. Е. Троянов. - М.: Техинформ, 1996. – 247с.

170. Хэмрок. Исследование шарикоподшипника с арочным наружным кольцом с учетом центробежных сил / Хэмрок, Андерсон // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1973. - № 3. – С.1.

171. Хэмрок. Изотермическая упругогидродинамическая смазка точечных контактов. Часть III. – Обильная смазка / Хэмрок, Даусон // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1977. - № 2. – С.130-140.

172. Хэмрок. Изотермическая упругогидродинамическая смазка точечных контактов. Часть IV. – Масляное голодание / Хэмрок, Даусон // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1977. – № 1. – С.16–24.

173. Чанг. Теория изотермической упругогидродинамической смазки, построенная для широкого диапазона значений пьезокоэффициента вязкости / Чанг // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1972. – № 1. – С. 32.

174. Чанг. Численное определение толщины упругогидродинамической пленки при эллиптическом контакте / Чанг // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1970. – № 1. – С. 178-186.

175. Чигаренко Г. Г. Исследование влияния химического строения комплексообразующих добавок на смазочные свойства масел / Г. Г. Чигаренко, А. Г. Понамаренко // Трение и износ. – 1989. - № 6 (10). - С. 50-61.

176. Чихос Х. Системный анализ в трибонике / Х. Чихос. - М.: Мир, 1982. - 352 с.

177. Чичинадзе А. В. Материалы в трибонике нестационарных процессов / А. В. Чичинадзе, Р. М. Матвеевский, Э. Д. Браун. – М.: Наука, 1986. – 248 с.

178. Чичинадзе А. В. Основы трибологии: Износ, трение, смазка / под ред. А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2001. – 663 с.

179. Чу. Влияние шероховатости поверхностей на среднюю толщину пленки смазки между смазанными роликами / Чу, Чен // Труды Амер. общ. инж.-мех.: Проблемы трения и смазки. – 1976. – № 1. – С. 123.

180. Шацберг, Фелсен. Влияние воды на размещение усталостных повреждений и изменение поверхности в условиях смазки при контакте качения / Шацберг, Фелсен // Проблемы трения и смазки. – М.: Мир. – 1969. - №2. – с.101.
181. Шпеньков Г.П. Физикохимия трения / Г.П. Шпеньков. – Минск: БГУ, 1978. – 203 с.
182. Штаерман И.М. Контактная задача теории упругости / И.М. Штаерман. - Л.: ГИТТЛ, 1949.
183. Эртель А.М. Гидродинамический расчет смазки контакта кривых поверхностей / А.М. Эртель. – М.: ЦНИИ ТМАШ, 1959. – 89 с.
184. Archard J. F. Elastohydrodynamic Lubrication of Point Contacts / J. F. Archard, E. W. Cowking // Proc. Institution Mech. Engrs.: Symposium on EHD Lub. – 1965–1966. – Vol. 180. – P. 47–56.
185. Archard J. F. The Elastohydrodynamic Lubrication of Rollers / J. F. Archard, F. C. Gair, W. Hirst // Proc. Roy. Soc. A. – 1961. – P. 262.
186. Archard J. F. Influence of Elastic Modulus on the Lubrication of Point Contacts / J. F. Archard, M. T. Kirk // Proc. Inst. Mech. Engrs.: Lub. and Wear Convection. – London, 1963. – Paper 15. – P. 181–189.
187. Archard J. F. Lubrication at point contacts / J. F. Archard, M. T. Kirk // Proc. Roy. Soc. A. – 1961. – P. 261.
188. ACEA 2016: European oil for heavy duty service-fill oils (URL: https://acea.be/uploads/news_documents/2021_ACEA_oil_sequences_general_requirements.pdf).
189. ASTM D7751-16: Standard Test Method for Determination of Additive Elements in Lubricating Oils by EDXRF Analysis (URL: <https://www.astm.org/d7751-16r21.html>).
190. ASTM G99-17: Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus (URL: <https://www.astm.org/g0099-17.html>).
191. ASTM D2783-21: Standard Test Method for Measurement of Extreme - Pressure Properties of Lubricating Fluids - Four-Ball Method (URL: <https://www.astm.org/d2783-21.html>).

192. Azam A. A simple deterministic plastoelastohydrodynamic lubrication (PEHL) model in mixed lubrication / A. Azam, A. Dorgham, A. Morina, A. Neville, M.C.T. Wilson // Tribology International. – 2019. – vol. 131. – P. 520-529 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85056906377&partnerID=MN8TOARS>).
193. Baldwin B.A. The effect of base oil viscosity on simulated valve train wear / B.A. Baldwin // ASLE Transactions. - 1981. - Vol.24 (1). - P. 42-48.
194. Barwell F. Effect of Lubricant on Pitting Failure of Ball Bearings / F. Barwell, D. Scott // Engineering. – 1956. – Vol.182. - №4713. – P. 9-12.
195. Berthe L. Plastic deformation of rough rolling contact: An experimental and numerical investigation / L. Berthe, P. Sainsot, A.A. Lubrecht, M.C. Baietto // Wear. - 2014. - Vol.312. - №1-2. – P. 51-57.
196. Biboulet N. Friction in starved hydrodynamically lubricated line contacts / N. Biboulet, F. Colin, A.A. Lubrecht, // Tribology International. – 2013. – Vol. 58. - – P.1-6.
197. Bowden F.P. Solids / F.P. Bowden, D. Tabor // Oxford: Clarendon Press. – 1950. – 544p.
198. Cameron A. Basic Lubrication Theory / A. Cameron / Pergamon Press. – London, 1971. – 295p.
199. Cameron A. The Principles of Lubrication / A. Cameron // Longman. – London, 1966. – 591p.
200. Canzi A. Film thickness prediction in elastohydrodynamically lubricated elliptical contacts / A. Canzi, C.H. Venner, A.A. Lubrecht // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. – 2010. – Vol. 224. – №9. - P. 917-923.
201. Charles P. 'Double-Newtonian' rheological model for the two-dimensional Reynolds equation / P. Charles, M. Elfassi, A.A. Lubrecht // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. - 2011. - Vol. 225. - №6. – P. 335-346.

202. Chekina O.G. A new approach to calculation of contact characteristics / O.G. Chekina, L.M. Keer // ASME. - 1999. - Vol.121. - P.20-27.
203. Cheng H. S. A refined solution to the thermal elastohydrodynamics of rolling and sliding cylinders / H. S. Cheng // ASME. – 1965. – Vol. 8. – P. 397-402.
204. Cheng H. S. Isothermal Elastohydrodynamic Theory for the Full Range of Pressure – Viscosity Coefficient / H. S. Cheng // ASME. – 1972. – Vol. 94. – P. 35-43.
205. Cheng H. S. Elastohydrodynamic Lubrication of Circumferentially-Ground Rough Disks / H. S. Cheng, A. Dyson // ASLE Trans. – 1978. – Vol. 21. - №1. – P. 25-40.
206. Cheng H. S., Sternlicht B. A Numerical Solution for Pressure Temperature, Film Thickness Between Two Infinitely Long Lubricated Rolling and Sliding Cylinders, under Heavy Loads // ASME, J. Lub. Tech. – 1965. – Ser. D, vol. 87. – P. 695–707.
207. Chittenden R. J. A Theoretical Analysis of the Isothermal Elastohydrodynamic Lubrication of Concentrated Contacts: I-Direction of Lubricant Entrainment Coincident with the Major Axis of the Hertzian Contact Ellipse / R. J. Chittenden, D. Dowson, J. F. Dunn, C. M. Taylor // Proc. Roy. Soc. – London, 1985. – Vol. 397 (Ser. A). – P. 254-269.
208. Christensen H. The Variation of Film Thickness in Highly Loaded Contacts / H. Christensen // Trans. ASLE. - 1964. – Vol.7. - №3. - P. 154-159.
209. Christensen H. A theory of mixed lubrication / H. Christensen // Proc. Inst. Mech. Engrs. – 1972. - Vol. 186. - № 41. – P. 421–430.
210. Damiens B. Starved lubrication of elliptical EHD contacts / B. Damiens, C.H. Venner, P.M.E. Cann, A.A. Lubrecht // Journal of Tribology. – 2004. – Vol. 126. - № 1. – P. 105–111.
211. Dmitrychenko N. Elastohydrodynamic Lubrication of Line Contacts / N. Dmitrychenko, A. Aksyonov, R. Gohar, G. Wan // Wear. – 1991. – Vol. 151. – P. 303-313.

212. Dmitrichenko N.F. Consideration of service life extension of lubricants / N.F. Dmitrichenko, O.N. Bilyakovich, V.P. Fedyna, A.A. Milanenko, A.N. Savchuk // Metallurgical and Mining Industry. - 2015. - Volume 12. – P. 182-188 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959454508&partnerID=MN8TOARS>).

213. Dmitrichenko N.F. Evaluation technique of oils tribotechnical characteristics on the basis of their rheological and antifriction properties determination under the conditions of rolling motion and rolling with slipping / N.F. Dmitrichenko, O.N. Bilyakovich, A.M. Savchuk, Yu.O. Turytsia, O.A. Milanenko // Metallurgical and Mining Industry. - 2015. - Volume 12. – P. 230-234 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959542016&partnerID=MN8TOARS>).

214. Dmitrichenko N.F. Method of determination of transmission oils reasonable useful life / N.F. Dmitrichenko, O.N. Bilyakovich, A.M. Savchuk, O.A. Milanenko, Yu.O. Turytsia // Metallurgical and Mining Industry. - 2015. - Volume 12. – P. 266-271 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84959541789&partnerID=MN8TOARS>).

215. Dmitrichenko N.F. Method of determining the lubricating and antifriction characteristics of oils based on estimating their rheological characteristics under nonstationary conditions of lubrication / N.F. Dmitrichenko, A.M. Savchuk, A.A. Milanenko, Yu.O. Turytsia // Journal of Friction and Wear. - 2016. - Volume 37(2). – P. 146-150 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84971611915&partnerID=MN8TOARS>).

216. Dmitrichenko N.F. Improving the efficiency of lubricants by introducing friction modifiers for tracked vehicles under stationary conditions of friction / N.F. Dmitrichenko, A.A. Milanenko, A.N. Savchuk, O.N. Bilyakovich, Y.A. Turitsa, M.V. Pavlovskiy, S.I. Artemuk // Journal of Friction and Wear. - 2016. - Volume 37(5). – P. 441-447 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84992143374&partnerID=MN8TOARS>).

217. Dmitrichenko N.F. A Technique for Forecasting the Durability of Rolling Bearings and the Optimum Choice of Lubricants under Flood-Lubrication and Oil-Starvation Conditions / N.F. Dmitrichenko, A.A. Milanenko, A.A. Hluhonets, K.N. Minyaylo // Journal of Friction and Wear. - 2017. - Volume 38(2). – P. 126-131 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85019659263&partnerID=MN8TOARS>).

218. Dmitrichenko N.F. The Effect of Rheological Parameters on the Tribotechnical Characteristics of Modified I-40A Oil / N.F. Dmitrichenko, O.N. Bilyakovich, A.N. Savchuk, A.A. Milanenko, Y.A. Turitsya // Journal of Friction and Wear. - 2018. – Vol. 39(2). – P. 164-168 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85046627089&partnerID=MN8TOARS>).

219. Dowson D. Numerical solution to the elastohydrodynamic problem / D. Dowson, G. Higginson // Mech. Sci. - 1959. - № 1. – P. 6–15.

220. Dowson D. Elastohydrodynamic Lubrication / D. Dowson, G. Higginson. – London: Pub. Pergamon Press, 1966. – 207p.

221. Dowson D. New Roller Bearing Lubrication Formula / D. Dowson, G. Higginson // Engineering, London. – 1961. – Vol. 192. – 158p.

222. Dowson D. Elastohydrodynamic Lubrication / D. Dowson, G. Higginson, A. Whitaker // Mech. Eng. Soc. – 1962. – Vol. 4. - № 2. – P. 121–136.

223. Dowson D. Elastohydrodynamic Lubrication / D. Dowson, G. Higginson. – London: Pub. Pergamon Press, 1977. – 235p.

224. Dowson D. The inlet boundary condition / D. Dowson // Proc. Leeds-Lyons Symp. – 1977. – P. 143-152.

225. Dowson D., Saman W., Toyoda S. A study of starved elastohydrodynamic line contacts / D. Dowson, W. Saman, S. Toyoda // Proc. 5-th Leeds-Lyon Symp. – 1978. – P. 92-97.

226. Dowson D. Isothermal lubrication of cylinders / D. Dowson, A. Whitaker // Trans. ASLE. – 1965. – № 4. – P. 224–234.

227. Dykha A. Model of accumulation of tribo damage in high-speed friction / A. Dykha, R. Sorokatyi, V. Dytyniuk // Proceedings of 10th International Scientific

Conference BALTRIB 2019. – Vytautas Magnus University, Agriculture Academy Kaunas, Lithuania (14 – 16-th November 2019). – P. 180 – 186 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85084334509&partnerID=MN8TOARS>).

228. Dykha A. Physical basis of contact mechanics of surfaces / A. Dykha, O. Makovkin // Journal of Physics: Conference Series (International Conference on Applied Physics, Power and Material Science 2018, ICAPPM 2018; Secunderabad, Telangana, India, 5-6-th December 2018). – 2019. – Vol. 1172 (1). (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85064859819&partnerID=MN8TOARS>).

229. Fischer D. Effect of Over Rolling Frequency on the Film Formation in Grease Lubricated EHD Contacts under Starved Conditions / D. Fischer, H. Mues, G. Jacobs, A. Stratmann // Lubricants. – 2019. – Vol. 7 (2), 19.

230. Forbes E.S. The load-carrying action of organo-sulphur compounds – a review / E.S. Forbes // Wear. - 1970. – Vol.15. - №2. – P. 87-96.

231. Forbes E.S. Antiwear and extreme pressure additives for lubricants / E.S. Forbes // Tribology. – 1970. – Vol.3. - №3.– P. 145-153.

232. Frewing J.J. The heat of adsorption of long-chain compounds and their effect on boundary lubrication / J.J. Frewing // Proc. Roy. Soc. - London. – Vol. 181. – P. 270-285.

233. Gohar R. A Ball-and-Plate Machine for Measuring Elastohydrodynamic Oil Films / R. Gohar // Proc. Inst. Mech. Eng. – 1967-1968. – Vol. 182 (Part. 3G). – P. 43–45.

234. Gohar R. Elastohydrodynamics / R. Gohar. – Chichester: Ellis Horwood Ltd., 1988. – 320p.

235. Gohar R. The Mapping of Elastohydrodynamic Contact / R. Gohar, A. Cameron // Trans. ASLE. – 1966. – Vol. 10. – P. 215–225.

236. Greenwood J. The Contact of Two Nominally Flat Rough Surfaces / J. Greenwood, J. Tripp // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. – 1970-71. – Vol.185 (Part 1). - №48. — P. 625-633.

237. Grunberg L. The Acceleration of Pitting Failure by Water in the Lubricant / L. Grunberg, D. Scott // Journal of the Institute of Petroleum. – 1958. – Vol.44. - P. 406-410.
238. Grunberg L. The Effect of Additives on the Water-Induced Pitting of Ball Bearings / L. Grunberg, D. Scott // Journal of the Institute of Petroleum. – 1960. - Vol.46. – P. 259-266.
239. Hamilton D. A theory of lubrication by microirregularities / D. Hamilton, J. Walowit, C. Allen // Trans. ASLE. – 1966. – Vol. 88 (Ser. D). – P. 177–185.
240. Hamrock B. Ball Bearing Elastohydrodynamic Lubrication of Point Contacts / B. Hamrock, D. Dowson. – New-York: Welley Interscience Publication, 1981. — 386p.
241. Hamrock B. Isothermal Elastohydrodynamic Lubrication of Point Contacts. – P.I. – Theoretical Formulation / B. Hamrock, D. Dowson // Trans. ASME. – 1976. – Vol. 98. – P. 223–229.
242. Hansen J. Topography transformations due to running-in of rolling-sliding non-conformal contacts / J. Hansen, M. Björling, R. Larsson // Tribology International. – 2020. – Vol.144. - № 106126.
243. Hertz H. The Contact of Elastic Solids / H. Hertz // J. Reine Ang. Math. - Vol.92. - P. 156-171.
244. Henry, Y. Experimental analysis of the hydrodynamic effect during start-up of fixed geometry thrust bearings / Y. Henry, J. Bouyer, M. Fillon // Tribology International. – 2018. – Vol.120. - P. 299–308.
245. Houpert L. EHD lubrication calculation used as a tool to study scuffing / L. Houpert, B. Hamrock // Mechanism and Surface Distress: Leeds-Lyons Symp. – 1985. – P. 146–155.
246. Israelacshvili J. N. Measurement of forces of two mica surfaces in aqueous electrolyte in the range 0-100 nm / J. N. Israelacshvili // J. Chem Soc. Faraday Transact. – 1978. –Vol. 74. – №10. – P.975–1001.

247. Jacobson B. Non-Newtonian fluid model incorporated into elastohydrodynamic lubrication of rectangular contacts / B. Jacobson, B. Hamrock // Trans. ASME. – 1984. – Vol. 166. - № 2. – P. 275.

248. Johnson K. Introduction review of lubricant rheology and traction / K. Johnson // Proc. 5-th Leeds-Lyon Symp. – 1987. – P. 155.

249. Kazuyuki Y. Influence of the Heat Transfer Field on Anomalous Lubricant Film Formation in Elastohydrodynamic Lubrication Conditions / Y. Kazuyuki, N. Kazuki, S. Joichi // Tribology Letters. – 2021. – Vol. 114 (<https://doi.org/10.1177/1350650121997240>).

250. Khan T. Investigation of the Tribological and Tribochemical Interactions of Different Ferrous Layers Applied to Nitride Surfaces / T. Khan, Y. Tamura, H. Yamamoto, A. Morina, A. Neville // Journal of Tribology. – 2021. – Vol. 143. - №1. – №011705 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85089911075&partnerID=MN8TOARS>).

251. Kodnir D. A solution of the elastohydrodynamic problem for non-Newtonian fluids / D. Kodnir, D. Salukvadze, D. Bakashvili, V. Schwartzman // Trans. ASME. – 1984. – Vol. 166. - № 2. – P. 275.

252. Lubrecht A.A. Elastohydrodynamic lubrication of rough surfaces / A.A. Lubrecht // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. - 1999. – Vol.213. – P. 397-403.

253. Lynwander P. Gear Drive Systems / P. Lynwander // Markel Dekker Inc. – New York, Basel, 1983. – P. 164–165.

254. Meheux, M. Effect of lubricant additives in rolling contact fatigue / M. Meheux, C. Minfray, F. Ville, T.L. Mogne, A.A. Lubrecht, J.M. Martin, H.P. Lieurade, G. Thoquenne // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. - 2010. – Vol. 224. - № 9. - P. 947-955.

255. Meunier C. Correlation between the film forming ability and rheological properties of new and aged low sulfated ash, phosphorus and sulfur (Low SAPS) automotive lubricants / C. Meunier, D. Mazuyer, P. Vergne, M.E. Fassi, J. Obiols // Tribology Transactions. – 2009. – Vol.52. - № 4. – P. 501–510.

256. Mikosyanchik O.O. Wear Resistance of 30KhGSA Steel Under the Conditions of Rolling with Sliding / O.O. Mikosyanchyk, R.H. Mnatsakanov, L.A. Lopata, V.E. Marchuk, O.E. Yakobchuk // Materials Science. – 2019. - Vol.55 (3). – P. 402-408 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85076211204&partnerID=MN8TOARS>).

257. Mnatsakanov, R. G. Lubricating Properties of Boundary Films in Tribosystems under Critical Operation Conditions / R. G. Mnatsakanov; O. A. Mikosianchyk, O. E. Yakobchuk, B. D. Khalmuradov // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2021. – Vol.50 (3). - P. 229 - 235 (<https://publons.com/wos-op/publon/48828194>).

258. Mordyuk, B.N. Structure-phase state and wear of Ni–Cr–B–Si–c coating on steel 1045 under friction conditions with the shear load component / B.N. Mordyuk, O.O. Mikosyanchik, R.G. Mnatsakanov // Metallofizika i Noveishie Tekhnologii. – 2020. – Vol.42 (2). - P. 175 - 195 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85085967613&partnerID=MN8TOARS>).

259. Mourier L. Lubrication mechanisms with laser-surface-textured surfaces in elastohydrodynamic regime / L. Mourier, D. Mazuyer, F. P. Ninove, A.A. Lubrecht // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. – 2010. – Vol. 224. – №8. - P. 697–711.

260. Organisciak M. Variable lubricant supply of a starved hydrodynamic linear contact: Lubricant lateral flow for smooth and laser textured surfaces / M. Organisciak, G. Cavallaro, A.A. Lubrecht // roceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. – 2007. – Vol.221. - №3. - P. 247-258.

261. Paulin C. Effect of rough surfaces on rolling contact fatigue theoretical and experimental analysis / C. Paulin, F. Ville, P. Sainsot, S. Coulon, T. Lubrecht // Tribology Series. – 2003. – Vol.43. - P. 611-617.

262. Rounds F.G. Some Environmental Factors Affecting Surface Coating Formation with Lubricating Oil Additives / F.G. Rounds // ASLE Trans. - 1966. - Vol.9. -№1. - P.88-101.

263. Rounds F.G. Some Effects of Additives on Rolling Contact Fatigue / F.G. Rounds // ASLE Trans. - 1967. - Vol.10. - №1. - P.243-255.

264. Sanborn D.M. Fluid Rheological Effects in Sliding Elastohydrodynamic Point Contacts with Transient Loading: 1 – Film Thickness / D.M. Sanborn, W.O. Winner // ASME Trans. – 1970. – P. 52 – 63.

265. Schatzberg P. Influence of water in lubricants on sliding wear / P. Schatzberg // Lubricant Eng. - 1970. – Vol.26. - № 9. - P. 69-71.

266. Scott D. The Effect of Lubricant Viscosity on Ball Bearing Fatigue Life / D. Scott // National Engineering Laboratory; Department of Scientific and Industrial Research Report, 1960. - LDR 44 (60).

267. Scott D. Study of the Effect of Lubricant on Pitting Failure of Balls / D. Scott // Inst. Mech. Eng. (Prof. of Conf. on Lubrication and Wear), 1957. – P. 463-468.

268. Selby T. The non-Newtonian Characteristics of Lubricating Oils / T. Selby // ASLE Trans. – 1958. – Vol.1. - №1.– P. 68-81.

269. Sibley L. A Study of the Influence of Lubricant Properties on the Performance of Aircraft Gas Turbine Engine Rolling Contact Bearings / L. Sibley, J. Bell, F. Orcutt, C. Allen // WADD Tech. Rep. – 1960. – P. 60–189.

270. Sibley L. Elastohydrodynamic Lubrication of Rolling Contact Surfaces / L. Sibley, F. Orcutt // Trans. ASLE. - 1961. - Vol.4. - № 2. - P. 72 – 83.

271. Touche T. Friction of Textured Surfaces in EHL and Mixed Lubrication: Effect of the Groove Topography / T. Touche, J. Cayer-Barrioz, D. Mazuyer. - 2016. - Vol.63 (2). – № 25.

272. Trachman E. The Short-Time Viscosity behavior of a Lubricant in Hertzian Pressure Zone / E. Trachman // Trans. ASLE. – 1975. – Vol. 9. - № 3. – P. 484 - 490.

273. Venner C.H. Boundary layer behaviour in circular EHL contacts in the elastic-piezoviscous regime / C.H. Venner, N. Biboulet, A.A. Lubrecht // Tribology Letters. – 2014. - Vol. 56. - № 2. – P. 375 - 386.

274. Vojtov V.A. Evaluation of Tribotechnical Characteristics of Tribosystems in the Presence of Fullerenes in the Lubricant. / V.A. Vojtov, A.G. Kravcov, B.M. Tsymbal // *Friction and Wear*. – 2020. – Vol. 46. – №6. - P. 704–710.
275. Wang, J. Influence of surface topography on the tribo-characteristics of an eccentric-tappet pair / J. Wang, C.H. Venner, A.A. Lubrecht // *American Society of Mechanical Engineers, Tribology Division, TRIB*. – 2012. – P. 263–264.
276. Westlake F., Cameron A. Fluid Film Interferometry in Lubrication Studies // *Nature*. – 1967. – vol. 214, № 5088.
277. Westlake F. Interferometric study of point contact lubrication / F. Westlake, A. Cameron // *Proc. EHD. Lub. Symp.* – London, 1972. – P. 153–161.
278. Yagi K. Elastic deformation of surface roughness in thin film hydrodynamic lubrication / K. Yagi, J. Sugimura // *American Society of Mechanical Engineers, Tribology Division, TRIB*. - 2011. – P. 155–157.
279. Zaslavsky Yu. S. Antiwear, extreme pressure and antifricition action of friction polymer formation additives / Yu. S. Zaslavsky // *Wear*. – 1972. – Vol. 20.– P. 287-297.
280. Zaspá Y. Exchange interaction and models of contact generation of disturbances in tribosystems / Y. Zaspá, A. Dykha, D. Marchenko, S. Matiukh, Y. Kukurudzyak // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. – 2020. – Vol.4. - №5(106). - P.25-34 (<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-85092499887&partnerID=MN8TOARS>).

ДОДАТКИ

- А.** Протоколи вимірювання сумішей на ЕРФС і протоколи випробувань модифікованої оливи ЄМТ-8 та штатної оливи МТ-8п.
- Б.** Термограми особливої точки локальної температури в локальній зоні контакту ролику при відповідному періоду напрацювання.
- В.** Результати програмної реалізації моделювання оцінки товщини мастильного шару та зношування пар тертя для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ.
- Г.** Протоколи стендових випробувань, програма експлуатаційних (натурних) випробувань, акти завершення експлуатаційних випробувань і впровадження модифікованої авіаційної (турбінної) оливи АРІАН МС-8пн для застосування в системі мащення ГТД ГПА марки ДР-59л на компресорній станції КС-4 „Зіньківська” Диканського ЛВУМГ (УМГ «Київтрансгаз» НАК «Нафтогаз України»).
- Д.** Результати експлуатаційних випробувань і фрактографічних досліджень, акти завершення експлуатаційних випробувань і акти впровадження модифікованих моторних олів: АРІАН Ультрагаз на АТВТ «Первомайськдизельмаш», м. Первомайськ, Миколаївська обл.; PROTЭС STATGAS 40 на ТОВ СП «Світловодськпобут», м. Світловодськ, Кіровоградська обл.; PROTЭС STATGAS 40 МА на КПТМ «Черкаситеплокомуненерго», м. Черкаси, Черкаська обл.
- Е.** Рішення про допуск до виробництва та застосування моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 (АРІАН ЄМТ-8) від державної комісії ТК «НАФТА-СТАНДАРТ», м. Київ.
- Ж.** Акти впровадження технологій та методик оцінки, що видані акредитованими лабораторіями вітчизняних заводів-виробників мастильних матеріалів ТОВ ЗТМ АРІАН, м. Фастів, Київська обл. та ТОВ КСМ ПРОТЕК, смт. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.

Додаток А.

Протоколи вимірювання сумішей на ЕРФС і протоколи випробувань модифікованої оливи сумішей.

Результати дослідження сумішей на ЕРФС представлені у вигляді протоколу від ННВЦ «НТУ – MOTUL» на рис. А.1.

| ЗВІТ ЛАБОРАТОРНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ | | | |  ННВЦ "НТУ-MOTUL" 01010, м. Київ, вул. Суворова 1, лаб. №111 Ел. пошта: info@motul.ua Тел: +38 067 548 29 90 | | |
|---|--------------------|-----------------|-----------------|---|----------------------|--|
| Група | | | | | | |
| Вузол | | | | | | |
| Модель | | | | | | |
| Виробник | | | | | | |
| Зразок | | | | | | |
| Висновок по лабораторних дослідженнях зразка | | | | ВИСНОВОК | | |
| | | | | | | |
| РЕЗУЛЬТАТИ АНАЛІЗУ | Поточний зразок | Поточний зразок | Поточний зразок | Поточний зразок | ЗРАЗОК | |
| № ЗРАЗКА | I-40 | 312 | 343 | 1656 | | |
| ВИСНОВОК ЩОДО ЗРАЗКА | | | | | | |
| Дата дослідження | | | | | | |
| Дата відбору зразка | | | | | | |
| Дата останньої заміни | | | | | | |
| Доглив л | | | | | | |
| Напрацювання км/год | | | | | | |
| Сумарне напрацювання км/год | | | | | | |
| Заміна | | | | | | |
| ПРОДУКТИ ЗНОСУ | | | | | | |
| Ферум Fe | мг/кг | | | | Інфрачервоний спектр | |
| Хром Cr | мг/кг | | | | | |
| Станум Sn | мг/кг | | | | | |
| Алюміній Al | мг/кг | | | | | |
| Нікель Ni | мг/кг | | | | | |
| Купрум Cu | мг/кг | | | | | |
| Плюмбум Pb | мг/кг | | | | | |
| ПРОДУКТИ ЗАБРУДНЕННЯ | | | | | | |
| Силіцій Si | мг/кг | | | | | |
| Калій K | мг/кг | | | | | |
| Натрій Na | мг/кг | | | | | |
| Вода % | | | | | | |
| НС Гліколь - | | | | | | |
| Вміст палива % | | | | | | |
| СТАН ОЛИВИ | | | | | | |
| В'язкість при 40°C | мм ² /с | | | | | |
| В'язкість при 100°C | мм ² /с | | | | | |
| Індекс в'язкості - | | | | | | |
| Окислення см ³ | | | | | | |
| Нітрація см ³ | | | | | | |
| Сульфатація см ³ | | | | | | |
| Диспергування % | | | | | | |
| Вміст сажі - | | | | | | |
| ДОДАТКИ | | | | | | |
| Кальцій Ca | мг/кг | | | | | |
| Магній Mg | мг/кг | | | | | |
| Бор B | мг/кг | | | | | |
| Цинк Zn | мг/кг | | 24 | 3844 | | |
| Фосфор P | мг/кг | | | 4240 | | |
| Барій Ba | мг/кг | | | | | |
| Молибден Mo | мг/кг | | | | | |
| Сульфур S | % мас. | 0,17 | 2,086 | 1,61 | 0,792 | |
| ДОДАТКОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ | | | | | | |
| Лужне число | мгКОНг | | | | | |
| Кислотне число | мгКОНг | | | | | |

Рис. А.1. Результати дослідження I-40A і 3-х сумішей на ЕДРФС:
 1 — Зразок 4 (I-40A в чистому вигляді); 2 — Зразок 3 (Модифікатор тертя EP 312); 3 — Зразок 2 (Модифікатор тертя СФ 343);
 4 — Зразок 1 (присадка ДФЦ 1656).

Протоколи випробувань модифікованої моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 й штатної оливи МТ-8п представлені на рис. А.2 – А.3 відповідно.

KSM PROTEC
ТОВ «КСМ ПРОТЕК», вул. Ворошилова, буд. 1, снт. Київсько-Тарасове, 07850, Київська обл., Україна; тел. (044) 537 03 48 www.ksmprotec.com

ЗАТВЕРДЖУЮ
Завідуючий випробувальною лабораторією
ТОВ «КСМ ПРОТЕК»
Артемук С.І.
2017р.

ПРОТОКОЛ ВИПРОБУВАНЬ №01-1409-17
від 14 вересня 2017р.

Випробувальна лабораторія ТОВ «КСМ ПРОТЕК» (свідоцтво про атестацію № 70А-05-15, виданий 13.02.2015 р. ДП «Київобстандартметрологія») провела у закритій галузі атестації випробування представленого зразка моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 на відповідність ТУ У 19.2-3783186-002:2012.

Замовник випробувань:

1. ХАРАКТЕРИСТИКА ВИПРОБУВАНЬ

1.1. Випробування проводились 14 вересня 2017р.
1.2. Умови проведення випробувань відповідають вимогам нормативних документів на випробувальне обладнання та засоби виміральної техніки. Опис умов довільно під час проведення випробувань у лабораторії наведені у табл.1.1.

| Температура навколишнього середовища, °С | Відносна вологість повітря, % | Атмосферний тиск, мм рт.ст | Інші умови |
|--|-------------------------------|----------------------------|------------|
| 22 | 70 | 738 | |

2. РЕЗУЛЬТАТИ ВИПРОБУВАНЬ

Таблиця 2.1

| Найменування показника | Норма за НТД | Фактично | Метод контролювання |
|--|--------------|----------|--------------------------|
| 1. В'язкість кінематична, за температури 100 °С, мм ² /с, в межах | 8,0-9,0 | 8,22 | Згідно з ДСТУ ГОСТ 33 |
| 2. Індекс в'язкості, не менше | 90 | 121 | Згідно з ДСТУ ГОСТ 25371 |
| 3. Загальне лужне число оливи, мг КОН на 1г оливи, не менше | 2,0 | 2,5 | Згідно з ГОСТ 11362 |

| | | | |
|---|----------|---------------|------------------------------|
| 4. Зольність сульфатна, %, в межах | 0,4-0,75 | 0,64 | Згідно з ДСТУ ГОСТ 12417 |
| 5. Температура спалаху, у відкритому тиглі, °С, не нижче | 200 | 237 | Згідно з ГОСТ 4333 |
| 6. Температура застигання, °С, не вище | мінус 32 | мінус 34 | Згідно з ГОСТ 20287 |
| 7. Густина при температурі 20 оС, кг/м ³ , не більше | 900 | 886 | Згідно з ГОСТ 3900 |
| 8. Масова частка механічних домішок, %, не більше | 0,015 | відсутність | Згідно з ГОСТ 6370 |
| 9. Масова частка води, %, не більше | сліди | відсутність | Згідно з ГОСТ 2477 |
| 10. Колір на колориметрі ЦНТ із розведенням у співвідношенні 15:85, одиниці ЦНТ, не більше | 5,0 | 1,5 | Згідно з ГОСТ 20284 |
| 11. Корозійність на пластинках із свинцю марки С1 або С2 за ГОСТ 3778-77, г/м ² , не більше | 5,0 | відсутність | Згідно з ГОСТ 2917 та п. 7.3 |
| 12. Мийні властивості на установці ПЗВ, бали, не більше | 1,0 | 1,0 | Згідно з ГОСТ 5726 |
| 13. Змивувальна здатність оливи на машині ЧКМ за температури (20±5)оС: - індекс задиру, Н, не менше - критичне навантаження, Рк, Н, не менше; - діаметр сліду зношування (Дз), мм, в разі навантаження на вісь -196 Н, тривалість випробування - 1 год., не більше | | 343 - - | 580 1381 0,29 |
| | | | Згідно з ГОСТ 9490 |

Рис. А.2. Протокол повного фізико-хімічного аналізу й триботехнічних випробувань на ЧКМТ модифікованої оливи ЄМТ-8 (ПРОТЕК ЄМТ-8).

KSM PROTEC
ТОВ «КСМ ПРОТЕК», вул. Ворошилова, 1, снт. Київсько-Тарасове, 07850, Київська обл., Україна; тел. (044) 5370348 www.ksmprotec.com

ЗАТВЕРДЖУЮ
Завідуючий випробувальною лабораторією
ТОВ «КСМ ПРОТЕК»
Артемук С.І.
2015р.

ПРОТОКОЛ ВИПРОБУВАНЬ №2406-15
від 24 червня 2015р.

Випробувальна лабораторія ТОВ «КСМ ПРОТЕК» (свідоцтво про атестацію № 70А-05-15, виданий 13.02.2015 р. ДП «Київобстандартметрологія») провела у закритій галузі атестації випробування представленого зразка моторно-трансмісійної оливи МТ-8П на відповідність ТУ 38.101277-85.

Замовник випробувань:

1. ХАРАКТЕРИСТИКА ВИПРОБУВАНЬ

1.1. Випробування проводились 24 червня 2015р.
1.2. Умови проведення випробувань відповідають вимогам нормативних документів на випробувальне обладнання та засоби виміральної техніки. Опис умов довільно під час проведення випробувань у лабораторії наведені у табл.1.1.

| Температура навколишнього середовища, °С | Відносна вологість повітря, % | Атмосферний тиск, мм рт.ст | Інші умови |
|--|-------------------------------|----------------------------|------------|
| 21 | 70 | 740 | |

2. РЕЗУЛЬТАТИ ВИПРОБУВАНЬ

Таблиця 2.1

| Найменування показника | Норма за НТД | Фактично | Метод контролювання |
|--|--------------|----------|--------------------------|
| 1. В'язкість кінематична, за температури 100 °С, мм ² /с, в межах | 8,0-9,0 | 8,8 | Згідно з ДСТУ ГОСТ 33 |
| 2. Індекс в'язкості, не менше | 90 | 99 | Згідно з ДСТУ ГОСТ 25371 |
| 3. Загальне лужне число оливи, мг КОН на 1г оливи, не менше | 2,0 | 5,0 | Згідно з ГОСТ 11362 |

| | | | |
|---|----------|---------------|------------------------------|
| 4. Зольність сульфатна, %, в межах | 0,4-0,75 | 0,65 | Згідно з ДСТУ ГОСТ 12417 |
| 5. Температура спалаху, у відкритому тиглі, °С, не нижче | 180 | 235 | Згідно з ГОСТ 4333 |
| 6. Температура застигання, °С, не вище | мінус 30 | мінус 34 | Згідно з ГОСТ 20287 |
| 7. Густина при температурі 20 оС, кг/м ³ , не більше | 900 | 883 | Згідно з ГОСТ 3900 |
| 8. Масова частка механічних домішок, %, не більше | 0,015 | відсутність | Згідно з ГОСТ 6370 |
| 9. Масова частка води, %, не більше | сліди | відсутність | Згідно з ГОСТ 2477 |
| 10. Колір на колориметрі ЦНТ із розведенням у співвідношенні 15:85, одиниці ЦНТ, не більше | 8,0 | 1,5 | Згідно з ГОСТ 20284 |
| 11. Корозійність на пластинках із свинцю марки С1 або С2 за ГОСТ 3778-77, г/м ² , не більше | 5,0 | 2,0 | Згідно з ГОСТ 2917 та п. 7.3 |
| 12. Мийні властивості на установці ПЗВ, бали, не більше | 1,0 | 1,0 | Згідно з ГОСТ 5726 |
| 13. Змивувальна здатність оливи на машині ЧКМ за температури (20±5)оС: - індекс задиру, Н, не менше - критичне навантаження, Рк, Н, не менше; - діаметр сліду зношування (Дз), мм, в разі навантаження на вісь -196 Н, тривалість випробування - 1 год., не більше | | 343 - - | 490 1303 0,32 |
| | | | Згідно з ГОСТ 9490 |

Рис. А.3. Протокол повного фізико-хімічного аналізу й триботехнічних випробувань на ЧКМТ штатної оливи МТ-8п за ТУ 38.101277-85.

Термограми особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при відповідному періоду напрацювання.

Термограми особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику для початкового періоду напрацювання; після 5 циклів напрацювання; після 10 циклів напрацювання; після 15 циклів напрацювання при температурі 30⁰С (рис. Б.1.1 – Б.1.4) відповідно; при температурі 40⁰С (рис. Б.2.1 – Б.2.4) відповідно; при температурі 65⁰С (рис. Б.3.1 – Б.3.4) відповідно; при температурі 75⁰С (рис. Б.4.1 – Б.4.4) відповідно наведені нижче.

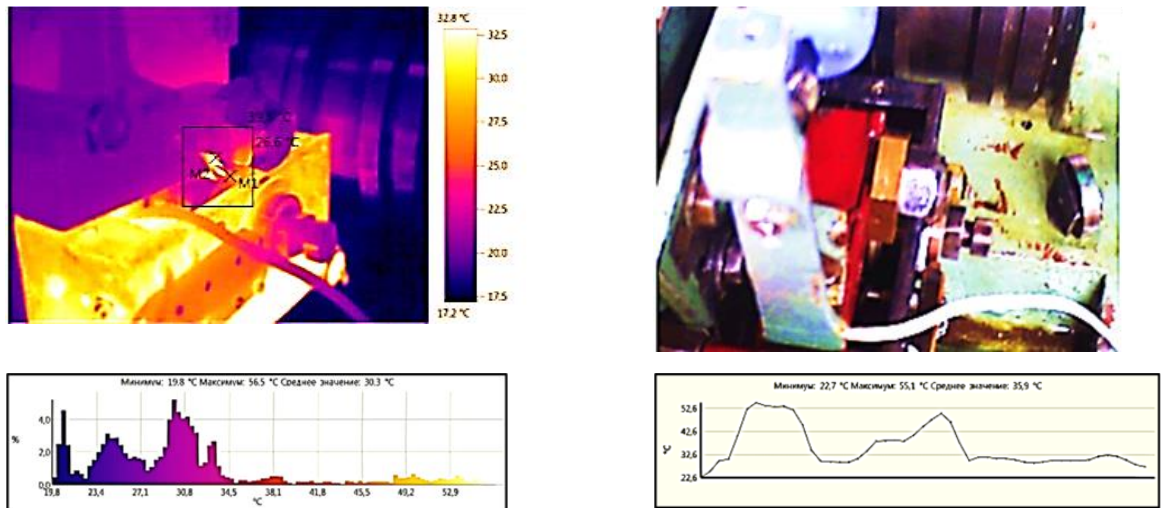


Рис. Б.1.1. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 30^{\circ}\text{C}$ в початковий період напрацювання.

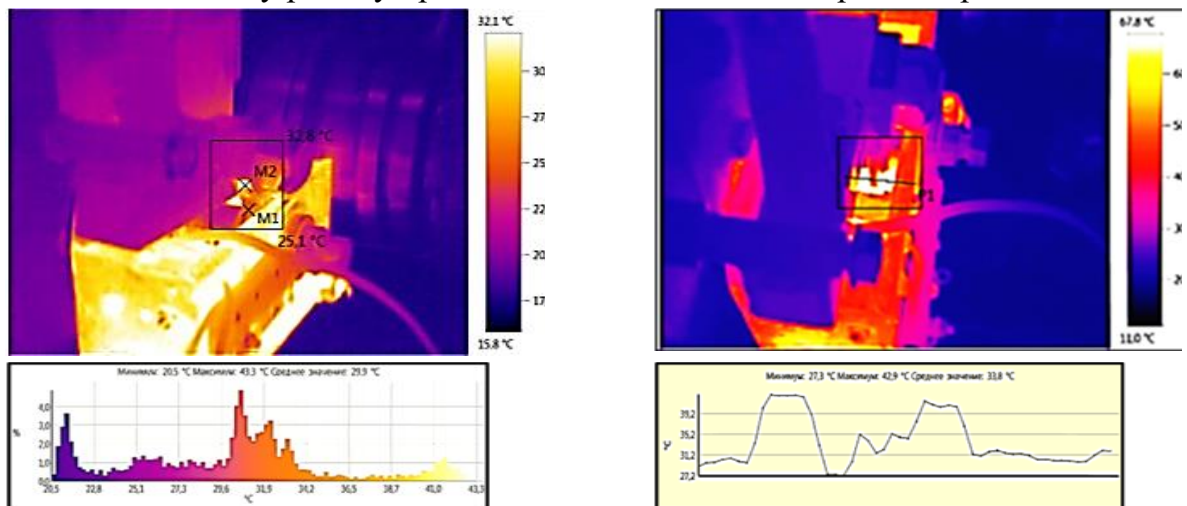


Рис. Б.1.2. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 30^{\circ}\text{C}$ після 5 циклів напрацювання.

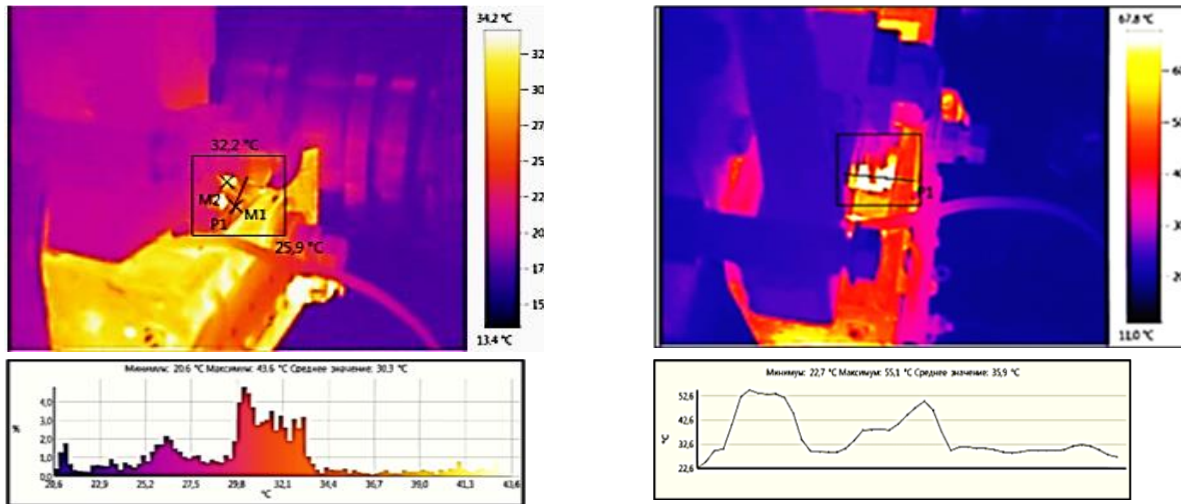


Рис. Б.1.3. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 30^{\circ}\text{C}$ після 10 циклів напрацювання.

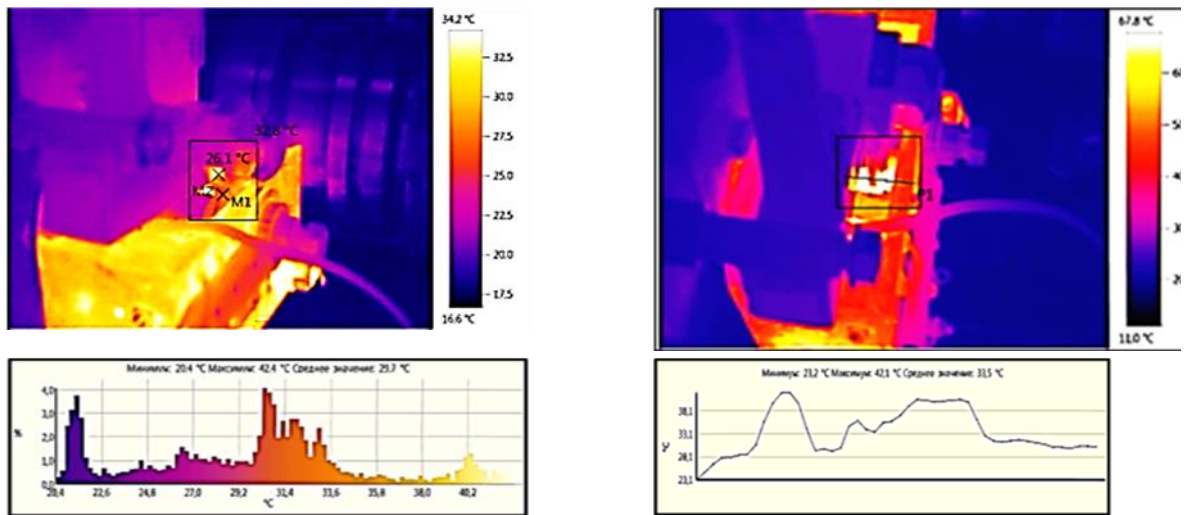


Рис. Б.1.4. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 30^{\circ}\text{C}$ після 15 циклів напрацювання.

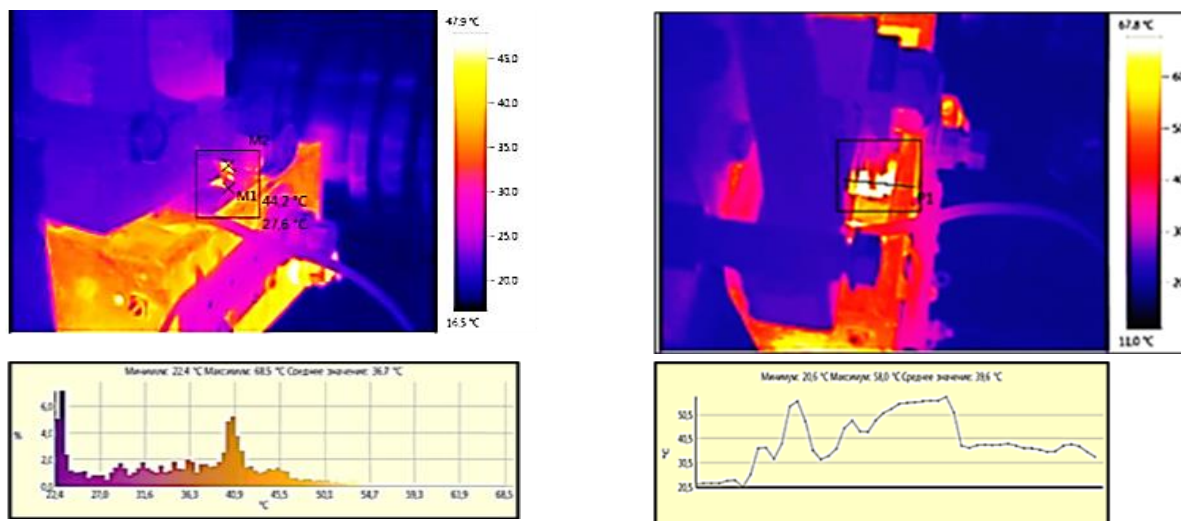


Рис. Б.2.1. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 40^{\circ}\text{C}$ в початковий період напрацювання.

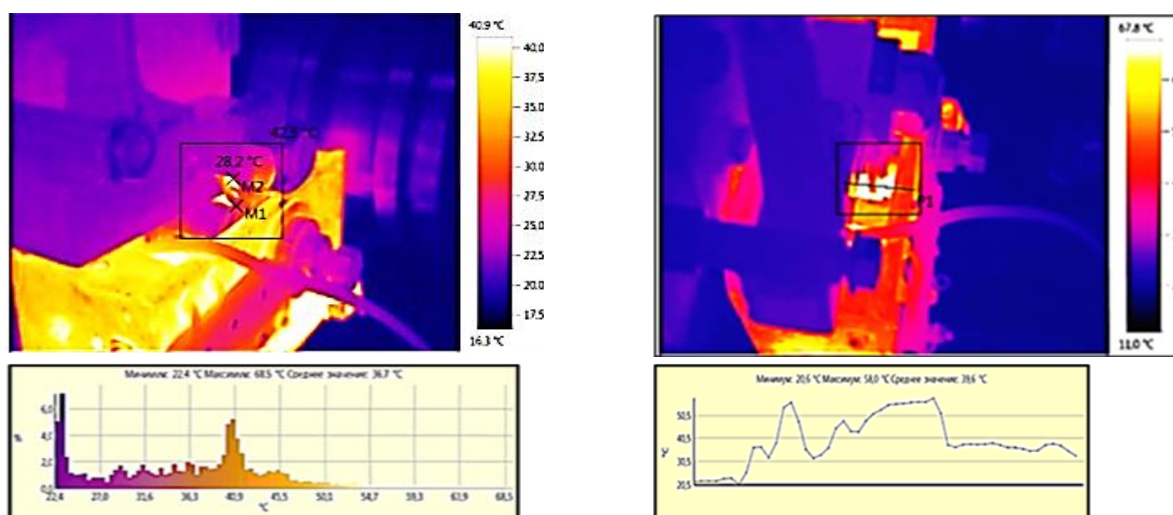


Рис. Б.2.2. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 40^{\circ}\text{C}$ після 5 циклів напрацювання.

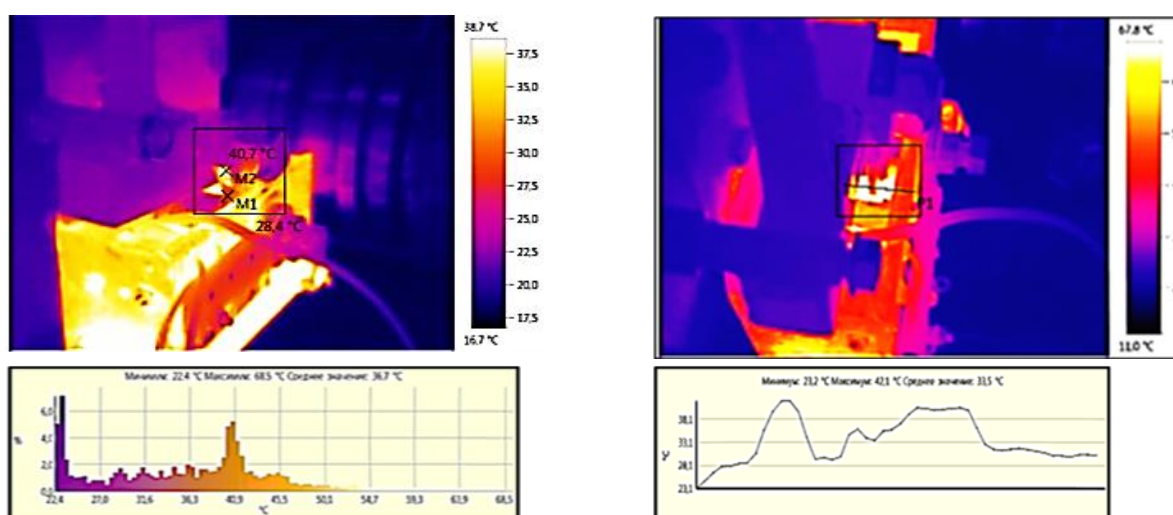


Рис. Б.2.3. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 40^{\circ}\text{C}$ після 10 циклів напрацювання.

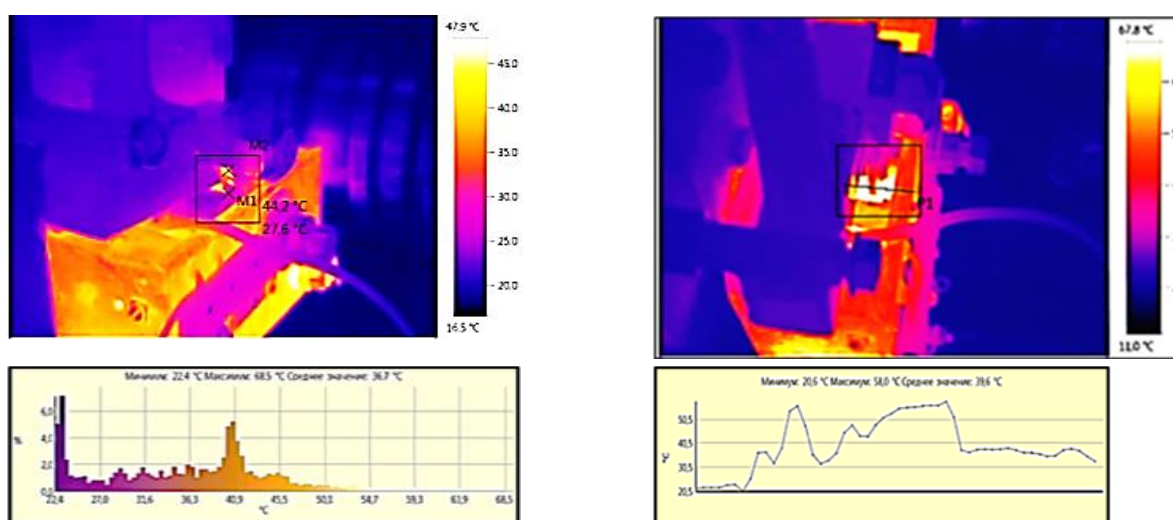


Рис. Б.2.4. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 40^{\circ}\text{C}$ після 15 циклів напрацювання.

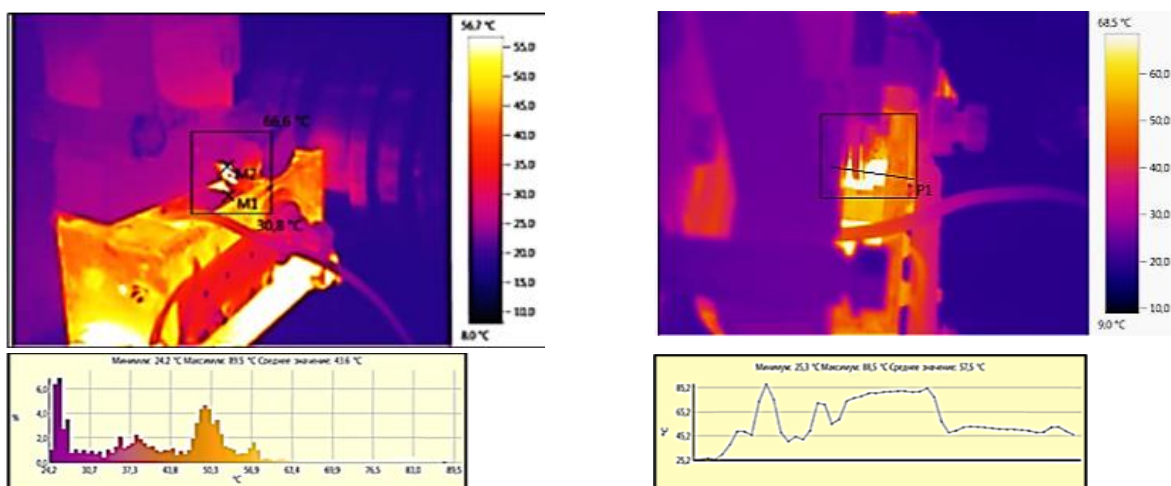


Рис. Б.3.1. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 65^{\circ}\text{C}$ в початковий період напрацювання.

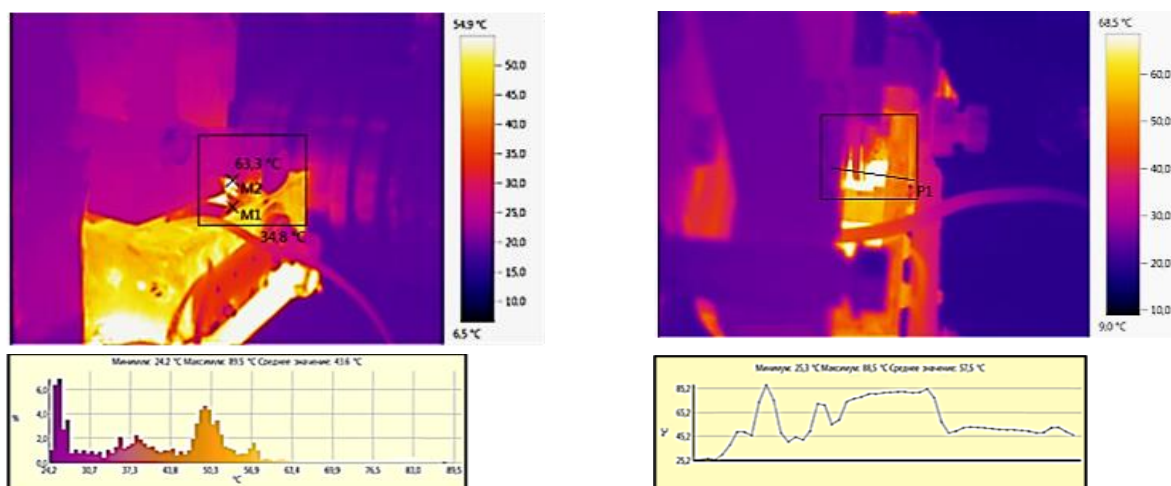


Рис. Б.3.2. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 65^{\circ}\text{C}$ після 5 циклів напрацювання.

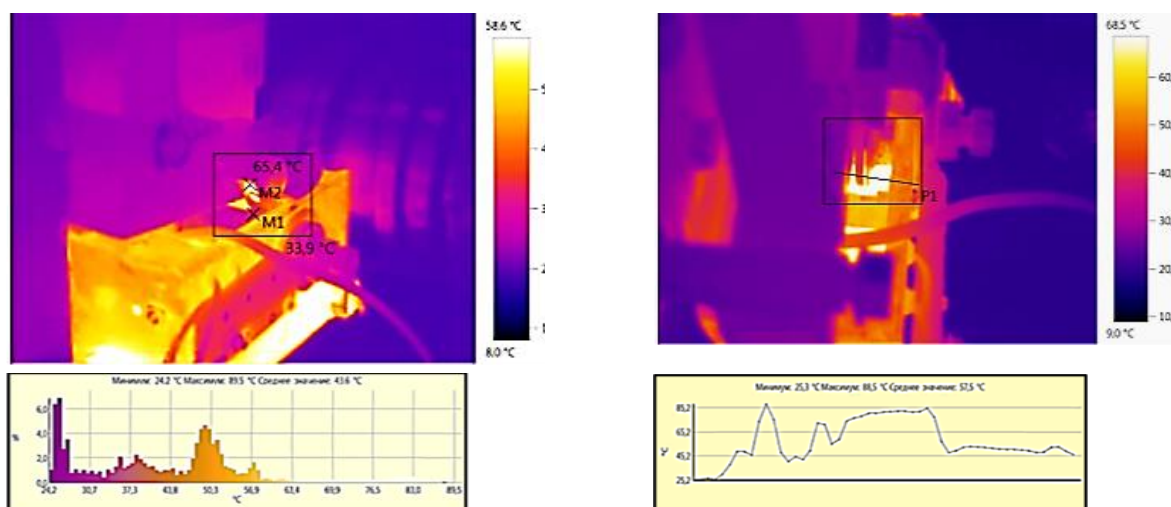


Рис. Б.3.3. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 65^{\circ}\text{C}$ після 10 циклів напрацювання.

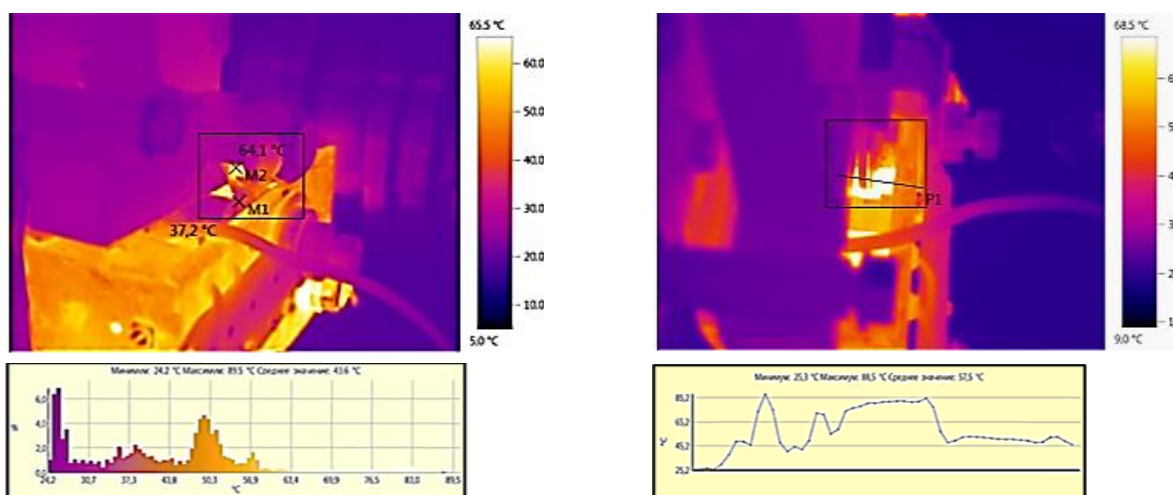


Рис. Б.3.4. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 65^{\circ}\text{C}$ після 15 циклів напрацювання.

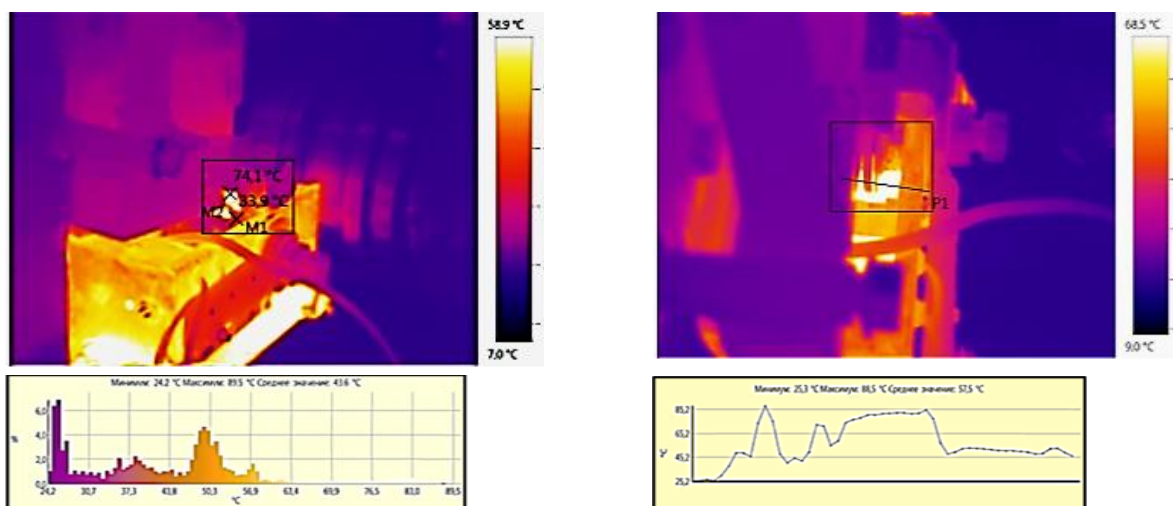


Рис. Б.4.1. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 75^{\circ}\text{C}$ в початковий період напрацювання.

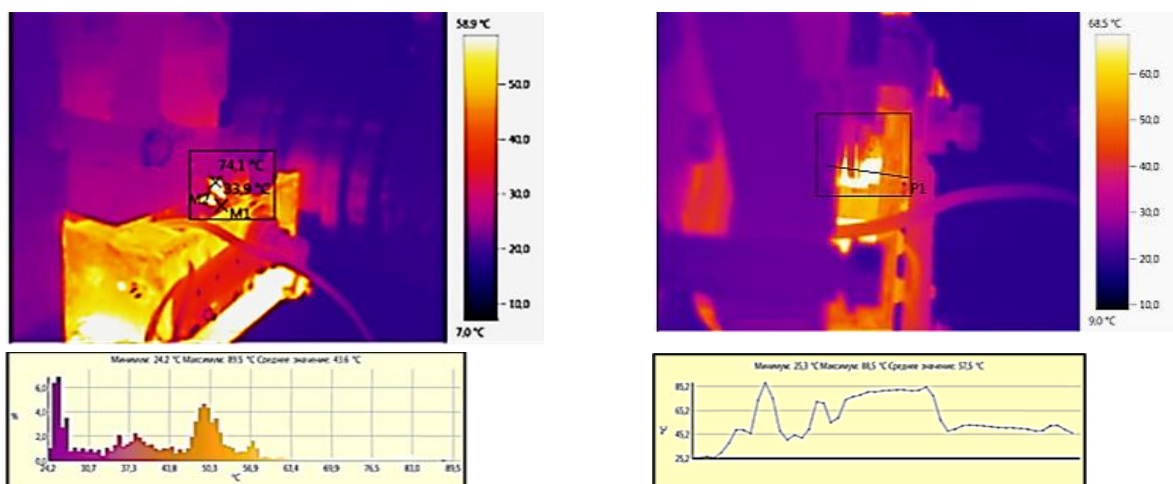


Рис. Б.4.2. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 75^{\circ}\text{C}$ після 5 циклів напрацювання.

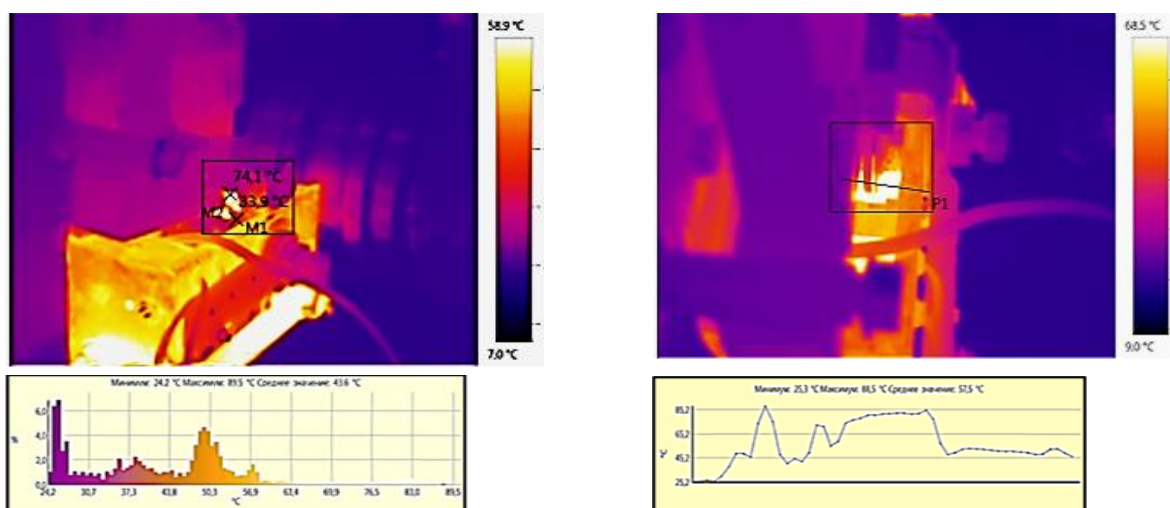


Рис. Б.4.3. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 75^{\circ}\text{C}$ після 10 циклів напрацювання.

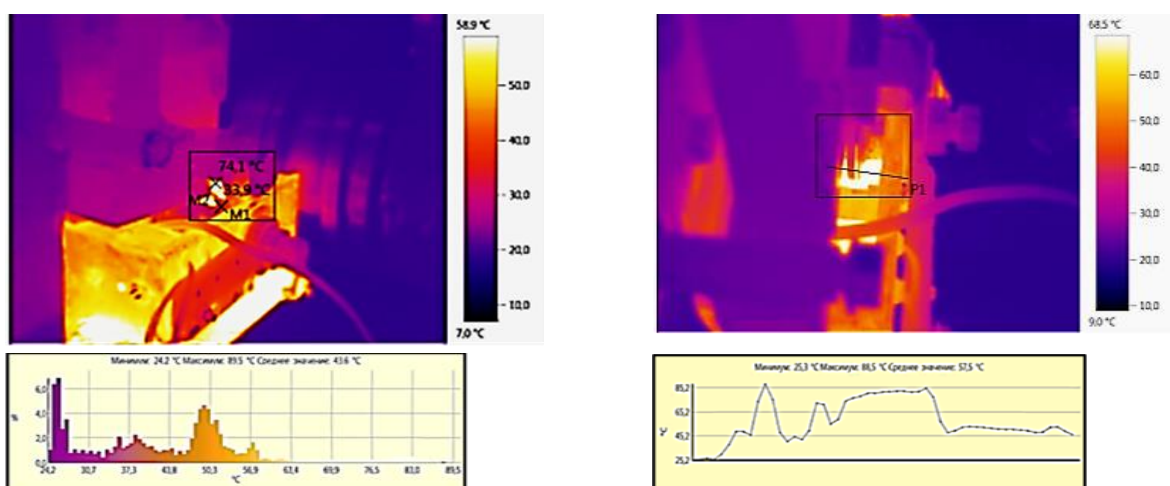


Рис. Б.4.4. Термограма особливої точки локальної температури в зоні фрикційного контакту ролику при $T = 75^{\circ}\text{C}$ після 15 циклів напрацювання.

**Результати програмної реалізації моделювання оцінки товщини
мастильного шару та інтенсивності зношування пар тертя
для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ.**

На рис. В.1 наведений Лістинг програми на мові *C++* та *Python*.

Model.cpp

```
#include "Model.h"
#include <sstream>
namespace Model
{
size_t CompleteModelDraftGenerator::TotalNumber() const {
_state.AssertInitialized();
return _totalDrafts;
}
void CompleteModelDraftGenerator::Initialize(Common::DataFactors::tCount
numFactors)
{
//Generate factors
_factorsGen->Generate(numFactors, _genFactorsArray);
//Impl
InitializeImplementation();
}
void CompleteModelDraftGenerator::Initialize(std::shared_ptr<Common::DataFactors>
pFactors)
{
//Generate factors
_factorsGen->Generate(pFactors, _genFactorsArray);
//Impl
InitializeImplementation();
}
void CompleteModelDraftGenerator::InitializeImplementation() {
//Extract and shuffle factors counts
Common::DataFactors::tCount nGenFactors = _genFactorsArray.size();
std::valarray<Common::DataFactors::tCount>
factorsCount((Common::DataFactors::tCount)0, nGenFactors);
_factorsCountMap.clear();
```

```

for (Common::DataFactors::tCount f = 0; f < nGenFactors; f++) {
  factorsCount[f] = _genFactorsArray[f]->GetCount();
  _factorsCountMap[factorsCount[f]]++; }
  _factorsIndicesMap.clear();
  _structuresNumberMap.clear();
  _totalDrafts = 0;
for (auto i = _factorsCountMap.begin(); i != _factorsCountMap.end(); i++) {
const Common::DataFactors::tCount& count = i->first;
  std::valarray<size_t>& v = _factorsIndicesMap[count];
  v.resize(i->second);
  size_t w = 0;
for (Common::DataFactors::tCount f = 0; f < nGenFactors; f++) if (factorsCount[f] ==
  count)
  v[w++] = f;
  _structuresNumberMap[count] = _structureGen->TotalNumber(count);
  _totalDrafts += _factorsCountMap[count] * _structuresNumberMap[count]; }
  //go to state
  _state.GoToInitialized();
  }
  size_t CompleteModelDraftGenerator::Generate(size_t maxDrafts, std::vector<
  tModelDraftPtr >& out)
  {
  _state.GoToGenerating();
  //Simple implementation if (_totalDrafts > maxDrafts) {
  std::ostringstream ostr;
  ostr << "Can't generate " << _totalDrafts << " drafts: limit is " << maxDrafts << "
  :" << func ;
  throw ostr.str().c_str(); }
  out.resize(_totalDrafts);
  size_t draftIdx = 0;
  //Generate drafts
for (auto i = _factorsCountMap.begin(); i != _factorsCountMap.end(); i++) {
const Common::DataFactors::tCount& curFactorsCount = i->first;
const Common::DataFactors::tCount& curFactorsNumber = i->second;
const std::valarray<size_t>& curFactorsIndices =
  _factorsIndicesMap[curFactorsCount];
const size_t& curStructuresNumber = _structuresNumberMap[curFactorsCount];
  //Init generator
  _structureGen->Initialize(curFactorsCount);
  //Generate structures
  std::vector<tStructurePtr> genStructuresArray;
  _structureGen->Generate(curStructuresNumber, genStructuresArray);

```

```

//Combine
for (Common::DataFactors::tCount f = 0; f < curFactorsNumber; f++) {
for (size_t s = 0; s < genStructuresArray.size(); s++) {
out[draftIdx] = std::make_shared<ModelDraft>();
out[draftIdx]->_factors = _genFactorsArray[curFactorsIndices[f]]; out[draftIdx]-
>_structure = genStructuresArray[s];
draftIdx++; }
} }
_state.GoToFinished();
return _totalDrafts;
}
}
Calculation.cpp
// Calculation.cpp : Defines the entry point for the console application.
//
#include <iostream>
#include "../3rdParty/pugixml/pugixml.hpp"
#include "GMDHComputing.h"
#include "Core/Mem.h"
#include "Core/Task.h"
#include <string.h>
using namespace std;
//=====
=====
class MainTask : public Core::Task {
public:
MainTask(int _argc, char* _argv[]) : Task(), argc(_argc), argv(_argv) { }
~MainTask() {
}
void exec();
private:
int argc;
char** argv;
};
void MainTask::exec() {
#if !defined(_WIN64) && !defined(_LINUX64) _set_SSE2_enable(1);
#endif // _WIN64
//GMDH
//Deprecating old-styled way of configuration, when experiment ID is provided from
keyboard
// - when no command-line parameters are provided
if (argc == 1) {

```



```

throw("Deprecated");
}
else {
string input_cfg_filename;
bool helpRequested = false;
for (int a = 0; a < argc; a++) {
if ((a + 1) < argc && (!strcmp(argv[a], "-c") || !strcmp(argv[a], "--config"))) {
input_cfg_filename = argv[a + 1];
}
if (!strcmp(argv[a], "-h") || !strcmp(argv[a], "--help")) helpRequested = true;
}
if (helpRequested) {
cout << "Specific command line options:" << endl;
cout << "-c or --config [input config file name]" << endl;
cout << endl;
} else { if (input_cfg_filename.length() == 0)
throw("Input config filename is not provided");
pugi::xml_document doc;
pugi::xml_parse_result result = doc.load_file(input_cfg_filename.c_str());
if (result) {
std::cout << "XML [" << input_cfg_filename << "] parsed without errors" << endl;
GMDHComputing::GMDHComputer gmdhComputer;
gmdhComputer.ExecuteConfig(doc);
}
else {
std::cout << "XML [" << input_cfg_filename << "] parsed with errors" << endl;
std::cout << "Error description: " << result.description() << endl;
std::cout << "Error offset: " << result.offset << endl;
throw "Error reading XML config";
}
std::cout << "Press any key..." << std::endl;
char ccc;
std::cin >> ccc;
}
//=====
=====

int main(int argc, char* argv[]) {
cout << "Hello, World!" << endl;
using namespace Core;
MemObject::Construct();
cout << sizeof(MemPool::Block) << endl;
cout << sizeof(MemPool) << endl;

```

```

cout << MemObject::MaxESize << endl;
//Default is 4 cores
size_t nThreads = 4;
bool helpRequested = false;
//Search for -t or --threads option
for (int a = 0; a < argc; a++)
{
if ((a + 1) < argc && ( !strcmp(argv[a], "-t") || !strcmp(argv[a], "-- threads") ))
{
size_t t = atoi(argv[a + 1]);
if (t > 0)
nThreads = t;
break;
}
if (!strcmp(argv[a], "-h") || !strcmp(argv[a], "--help")) helpRequested = true;
}
if (helpRequested) {
cout << "Global command line options:" << endl;
cout << "-t or --threads [number of threads]" << endl;
cout << "-h or --help for help" << endl;
cout << endl;
}
Task::Execute(nThreads, new MainTask(argc, argv));
cout << "SUCCESS!" << endl; cin.get();
//Sleep(500);
//MemObject::Destruct(); return 0;
}

```

Рис. В.1. Лістинг програмної реалізації моделювання оцінки товщини мастильного шару та інтенсивності зношування пар тертя для підшипникових вузлів тертя та вузлів ДВЗ.

Нижче наведені:

- на рис. В.2 - приклад тестування функціональності коду на C++;
- на рис. В.3 - приклад тестування обгортки мовою *Python*;
- на рис. В.4 – приклад перенесення реалізованих надбудов над модульною оболонкою (API) до мови *Python*;
- на рис. В.5 - розширене логування при створенні моделювання.

```

namespace GMDHTest
{
}
static void InitializeDataFrame(Common::DataFrame& df)
{
    std::string strInCSV(
        "X,Y,Z\n"
        "-1,10,0.100\n"
        "-2,-10,0.200\n"
        "-3,10,0.300\n"
        "-4,-10,0.400\n"
        "-5,10,0.100\n"
        "-6,-10,0.200\n"
        "-7,10,0.300\n"
        "-8,-10,0.400\n"
        "-9,10,0.100\n"
    );
    std::istringstream inCSV(strInCSV);
    df.LoadFromCSV(inCSV);
}
}

void PNNStructureGenerator_TestBody(std::valarray<Core::uint16> &>trueLayersArray, std::valarray<Core::uint16> &>trueNeuronsPerLayerArray)
{
    //Internal test consistency
    Assert::AreEqual(trueLayersArray.size(), trueNeuronsPerLayerArray.size());

    std::auto_ptr<Model::StructureGenerator> pGen(new Model::PNNStructureGenerator(trueLayersArray, trueNeuronsPerLayerArray));

    //TotalNumber works correctly - doesn't depend on factors number
    size_t nTotalTrue = trueLayersArray.size();
    Common::DataFactors::tCount nFactors1 = 1;
    Common::DataFactors::tCount nFactors2 = 3;
    Common::DataFactors::tCount nFactors3 = 10;
    size_t nTotal1 = pGen->TotalNumber(nFactors1);
    size_t nTotal2 = pGen->TotalNumber(nFactors2);
    size_t nTotal3 = pGen->TotalNumber(nFactors3);
    Assert::AreEqual(nTotalTrue, nTotal1);
    Assert::AreEqual(nTotalTrue, nTotal2);
    Assert::AreEqual(nTotalTrue, nTotal3);

    //Init Generator
    pGen->Initialize(nFactors1);
    Assert::AreEqual(false, pGen->Finished());
}
}

```

Рис. В.2. Приклад тестування функціональності коду на C++.

```

class Test_PyGMDH_Common(unittest.TestCase):
    def test_DataFrame(self):
        pyGMDH_CPP.GMDHComputer_Reset()
        (N, x, y, z, x_ext, y_ext, z_ext, coeffs) = InitData()
        headersTrue = ['X', 'Y', 'Z']
        pyGMDH_CPP.GMDHComputer_AddData('DF', headersTrue, [list(a) for a in zip(x, y, z)])
        pyGMDH_CPP.GMDHComputer_AddData('DF_ext', headersTrue, [list(a) for a in zip(x_ext, y_ext, z_ext)])

        self.assertFalse(pyGMDH_CPP.GMDHComputer_DataExists('abc'))
        self.assertTrue(pyGMDH_CPP.GMDHComputer_DataExists('DF'))
        self.assertTrue(pyGMDH_CPP.GMDHComputer_DataExists('DF_ext'))

        (headers, values) = pyGMDH_CPP.GMDHComputer_GetData('DF')
        self.assertEqual(headers, headersTrue)
        self.assertEqual(len(values), N)

        (headers, values) = pyGMDH_CPP.GMDHComputer_GetData('DF_ext')
        self.assertEqual(headers, headersTrue)
        self.assertEqual(len(values), N)

    def test_DataFactors(self):
        trueIndices = [0,2]
        pyGMDH_CPP.GMDHComputer_CreateObject('DF', 'DirectDataFactors', indices=trueIndices)
        self.assertRaises(NameError, pyGMDH_CPP.GMDHComputer_CreateObject, 'DF', 'DirectDataFactors',
            indices=trueIndices) #Object exists
        obj = pyGMDH_CPP.GMDHComputer_GetObject('DF', 'DataFactors')
        self.assertTrue(type(obj) == type({}))
        self.assertTrue('type' in obj)

```

Рис. В.3. Приклад тестування обгортки мовою Python.

```

}

if (!pCommand.get())
{
    std::ostringstream ostr;
    ostr << "Command is not recognized and though deserialized; type = " << pCommandLabel;
    PyErr_SetString(PyExc_NameError, ostr.str().c_str());
    return NULL;
}
pCommand->execute(*pComputer);

Py_RETURN_NONE;
}

static PyMethodDef pyGMDH_CPP_methods[] = {
    { "GMDHComputer_AddData", (PyCFunction)GMDHComputer_AddData, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_DataExists", (PyCFunction)GMDHComputer_DataExists, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_GetData", (PyCFunction)GMDHComputer_GetData, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_CreateDataReference", (PyCFunction)GMDHComputer_CreateDataReference, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_CreateFactorList", (PyCFunction)GMDHComputer_CreateFactorList, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_TrainPNN", (PyCFunction)GMDHComputer_TrainPNN, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_UsePNN", (PyCFunction)GMDHComputer_UsePNN, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_Reset", (PyCFunction)GMDHComputer_Reset, METH_NOARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_SetThreads", (PyCFunction)GMDHComputer_SetThreads, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_GetThreads", (PyCFunction)GMDHComputer_GetThreads, METH_NOARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_CreateObject", (PyCFunction)GMDHComputer_CreateObject, METH_VARARGS | METH_KEYWORDS, nullptr },
    { "GMDHComputer_GetObject", (PyCFunction)GMDHComputer_GetObject, METH_VARARGS, nullptr },
    { "GMDHComputer_ExecuteCommand", (PyCFunction)GMDHComputer_ExecuteCommand, METH_VARARGS | METH_KEYWORDS, nullptr },
    // Terminate the array with an object containing nulls.
    { nullptr, nullptr, 0, nullptr }
};

static PyModuleDef pyGMDH_CPP_module = {
    PyModuleDef_HEAD_INIT,
    "pyGMDH_CPP", // Module name to use with Python import statements
    "Native interface of GMDHComputer", // Module description
    0,
    pyGMDH_CPP_methods // Structure that defines the methods of the module
};

PyMODINIT_FUNC PyInit_pyGMDH_CPP() {
    Core::MemObject::Construct();
    pComputer.reset(new GMDHComputing::GMDHComputer());
    return PyModule_Create(&pyGMDH_CPP_module);
}

```

Рис. В.4. Приклад перенесення реалізованих надбудов над модульною оболонкою (API) до мови *Python*.

```

2019-06-18 11:49:56,390 - root - DEBUG - Module initiated...
2019-06-18 11:49:56,390 - root - DEBUG - Model generating for data shape (13039 x 288) initiated
2019-06-18 11:49:56,464 - root - INFO - Validating data...
2019-06-18 11:49:56,769 - root - DEBUG - Done.
2019-06-18 11:49:56,769 - root - INFO - Starting model generator...
2019-06-18 11:49:56,769 - root - DEBUG - 20 models expected
2019-06-18 11:49:56,770 - root - INFO - Fitting model for a=0
2019-06-18 11:49:56,782 - root - DEBUG - Fitted. Coeffs: [0.54957291 0.0391326 0.79818901 0.8279688 0.70525137 0.55357596
| 0.82410774]
2019-06-18 11:49:56,782 - root - INFO - Criterion value for model: 0.4509344863705709
2019-06-18 11:49:56,782 - root - INFO - Model for a=0 saved
2019-06-18 11:49:56,783 - root - INFO - Fitting model for a=1
2019-06-18 11:49:56,830 - root - DEBUG - Fitted. Coeffs: [0.19616343 0.97288289 0.05840419 0.84809988 0.42502245 0.06884314
| 0.28743688]
2019-06-18 11:49:56,830 - root - INFO - Criterion value for model: 0.45349132718755214
2019-06-18 11:49:56,830 - root - INFO - Model for a=1 saved
2019-06-18 11:49:56,830 - root - INFO - Fitting model for a=2
2019-06-18 11:49:56,879 - root - DEBUG - Fitted. Coeffs: [0.36431564 0.74644299 0.44922257 0.29349647 0.57275843 0.05472064
| 0.74979284]
2019-06-18 11:49:56,879 - root - INFO - Criterion value for model: 0.5249768497875618
2019-06-18 11:49:56,879 - root - INFO - Model for a=2 saved
2019-06-18 11:49:56,879 - root - INFO - Fitting model for a=3
2019-06-18 11:49:56,937 - root - DEBUG - Fitted. Coeffs: [0.86916915 0.07661961 0.55177052 0.8309042 0.81001493 0.01207062
| 0.93595727]
2019-06-18 11:49:56,937 - root - INFO - Criterion value for model: 0.4903022087545875
2019-06-18 11:49:56,937 - root - INFO - Model for a=3 saved
2019-06-18 11:49:56,937 - root - INFO - Fitting model for a=4
2019-06-18 11:49:56,992 - root - DEBUG - Fitted. Coeffs: [0.24620129 0.26690046 0.12099907 0.5808971 0.32907108 0.52337878
| 0.41240844]
2019-06-18 11:49:56,992 - root - INFO - Criterion value for model: 0.22232483411445672
2019-06-18 11:49:56,992 - root - INFO - Model for a=4 saved
2019-06-18 11:49:56,992 - root - INFO - Fitting model for a=5
2019-06-18 11:49:57,019 - root - DEBUG - Fitted. Coeffs: [0.9666375 0.37057645 0.72439509 0.85065247 0.79511544 0.99578203
| 0.82529721]
2019-06-18 11:49:57,019 - root - INFO - Criterion value for model: 0.5582774970603029
2019-06-18 11:49:57,020 - root - INFO - Model for a=5 saved
2019-06-18 11:49:57,020 - root - INFO - Fitting model for a=6
2019-06-18 11:49:57,080 - root - DEBUG - Fitted. Coeffs: [0.03821524 0.11389532 0.42874108 0.33672035 0.99677254 0.47981513
| 0.61850205]
2019-06-18 11:49:57,081 - root - INFO - Criterion value for model: 0.18388697839056245
2019-06-18 11:49:57,081 - root - INFO - Model for a=6 saved

```

Рис. В.5. Розширене логуювання при створенні моделювання.

Додаток Г.

Протоколи стендових випробувань, програма експлуатаційних (натурних) випробувань, акти завершення експлуатаційних випробувань і акти впровадження модифікованої авіаційної (турбінної) оливи АРІАН МС-8пн для застосування в системі мащення ГТД ГПА марки ДР-59л на компресорній станції КС-4 „Зіньківська” Диканського ЛВУМГ (УМГ «Київтрансгаз» НАК «Нафтогаз України»).

ПРОТОКОЛ
испытаний масла турбинного АРІАН - МС-8пн, п. № 69, 14.10.2012 г.
Table with 4 columns: Наименование показателя, Нормы ТУ У 23.2-20574128.011-2001, Фактические данные, Методы испытаний. Rows include viscosity, temperature, acid content, water content, etc.

УЗГОДЖЕНО ЗАТВЕРДЖЕНО
ПРОГРАМА
проведення експлуатації під наглядом оливи турбінної АРІАН МС-8пн (ТУ У 23.2 – 20574128.011 – 2001), виготовленої заводом з виробництва технічних масел ТОВ «АРІАН»
УЗГОДЖЕНО УЗГОДЖЕНО
УЗГОДЖЕНО УЗГОДЖЕНО
РОЗРОБЛЕНО РОЗРОБЛЕНО

Рис. Г.1. Протокол стендових випробувань модифікованої авіаційної оливи АРІАН МС-8пн.

Рис. Г.2. Програма експлуатаційних випробувань модифікованої авіаційної оливи АРІАН МС-8пн.

„Узгоджено” „Затверджено”
І-й заступник Генерального директора ДК „Укртрансгаз” НАК „Нафтогаз України” Рудик Е.Г.
Директор ТОВ „АРІАН” Рудик Е.Г.
АКТ
Засвідчення експлуатації під наглядом оливи турбінної АРІАН МС-8пн (ТУ У 23.2-20574128.011-2001), виготовленої заводом з виробництва технічних масел ТОВ „АРІАН”.

робочих параметрів дослідної оливи згідно „Робочого журналу...”, що наведено в КС-4 „Зіньківська”.
Згідно листа № 252/20-04 від 14.01.2015р. 24.12.2014р. закінчилися 8000-годинний термін роботи обладнання.
Комісія розглянула результати випробування під наглядом оливи турбінної АРІАН МС-8пн ТУ У 23.2-20574128.011-2001 і висловила:
- за час випробувань устаткування працювало без відмовок від нормального режиму роботи;
- фізико-хімічні показники якості оливи не перевищували граничних значень;
- робота агрегату № 5 ПГУ 10-01 КС-4 „Зіньківська” на дослідній оливі не викликала зауважень.
Вирішено: олива АРІАН МС-8пн ТУ У 23.2-20574128.011-2001 витримала випробування під наглядом в повному обсязі та рекомендується для застосування в системах змащування ГТД ГПА марок ДР-59л.

Рис. Г.3.1. Акт завершення експлуатаційних випробувань модифікованої авіаційної оливи АРІАН МС-8пн (1 сторінка).

Рис. Г.3.2. Акт завершення експлуатаційних випробувань модифікованої авіаційної оливи АРІАН МС-8пн (2 сторінка).

ЗАТВЕРДЖУЮ

Перший заступник директора-
Головний інженер
УМГ «Київтрансгаз»

І.Ф.Сіренко

21.03.2015 р.



АКТ

про впровадження оливи турбінної АРІАН МС-8пн для застосування в системах змащування ГТД ГПУ марки ДР-59л

Після отримання позитивних результатів комплексних випробувань в повному обсязі, олива АРІАН МС-8пн, розробником якої є докторант кафедри виробництва, ремонту та матеріалознавства Національного транспортного університету Міланенко О.А. (науковий консультант: д.т.н., професор Дмитриченко М.Ф., ректор і завідувач кафедри), застосовується на КС-4 «Зіньківська» УМГ «Київтрансгаз» в системах змащування ГТД ГПУ марки ДР-59л.

Начальник КС-4 «Зіньківська»



М.І.Овчаренко

Начальник сектору
хіміко-аналітичних вимірювань
УМГ «Київтрансгаз»

Л.А.Рябокоть

Рис. Г.4. Акт впровадження модифікованої авіаційної оливи
АРІАН МС-8пн для застосування в системі мащення ГТД ГПА
марки ДР-59л на компресорній станції КС-4 „Зіньківська”
Диканського ЛВУМГ (УМГ «Київтрансгаз» НАК «Нафтогаз України»).

Додаток Д.

Результати експлуатаційних (натурних) випробувань і фрактографічних досліджень, акти завершення експлуатаційних випробувань і акти впровадження модифікованих моторних оливо: АРІАН Ультрагаз на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-500 на АТВТ Первомайськдизельмаш», м. Первомайськ, Миколаївська обл.; ПРОТЕК STATGAS 40 на газовому двигун-генераторі ДВГ1А-630 на ТОВ СП «Світловодськпобут», м. Світловодськ, Кіровоградська обл.; ПРОТЕК STATGAS 40 МА на газовому двигуні САТ 3520В на КПТМ «Черкаситеплокомуненерго», м. Черкаси, Черкаська обл.

Таблиця Д.1. Результати визначення питомої витрати модифікованої моторної оливи «Ультрагаз» на ДВГ1А-500 зав. № 26-375.

| <i>Дата</i> | <i>Напрацювання оливи, годин</i> | <i>Середнє навантаження, кВт</i> | <i>Питома витрата оливи, г/кВт·ч</i> | <i>Температура оливи, °С</i> |
|-------------|----------------------------------|----------------------------------|--------------------------------------|------------------------------|
| 28.05.08 | 56 | 378 | 0,83 | 52 |
| 3.06.08 | 199,35 | 217 | 0,94 | 48 |
| 25.06.08. | 554,35 | 300 | 0,75 | 54 |
| 27.06.08. | 604,55 | 314 | 0,67 | 49 |
| 14.07.08. | 832,6 | 331 | 0,68 | 50 |
| 31.07.08. | 1062 | 327 | 0,73 | 48 |
| 12.08.08. | 1243,75 | 281 | 0,75 | 50 |
| 3.09.08. | 1604,9 | 297 | 0,79 | 50 |
| 14.09.08. | 1806 | 351 | 0,65 | 48 |
| 17.09.08. | 1840 | 287 | 0,9 | 48 |
| 6.10.08. | 2111,5 | 352 | 0,65 | 47 |
| 17.10.08. | 2274 | 338 | 0,68 | 60 |
| 24.10.08. | 2336 | 289 | 1,03 | 60 |
| 26.11.08. | 2589 | 239 | 0,90 | 50 |
| 1.12.08. | 2641 | 284 | 0,85 | 52 |
| П. 12.08. | 2779 | 292 | 0,82 | 50 |
| 24.12.08. | 2829 | 312 | 0,75 | 50 |
| 19.02.09. | 3170 | 317,5 | 0,74 | 52 |
| 23.02.09. | 3199 | 255 | 1,03 | 54 |
| 3.03.09. | 3380 | 245 | 1,05 | 48 |
| 13.03.09. | 3535 | 258 | 0,92 | 48 |
| 9.04.09. | 3960 | 325 | 0,80 | 52 |
| 14.04.09. | 4040 | 256 | 1,10 | 58 |
| 28.04.09. | 4160 | 245 | 1,06 | 61 |

Середня питома витрата оливи склала за 4160 годин напрацювання – 0,825 г/кВт·годин при середньому навантаженні 300 кВт.

Результати ревізії основних вузлів шатунно-поршневої групи (ШПГ) ДВЗ після напрацювання модифікованої моторної оливи АРІАН Ультрагаз впродовж 4160 м/годин представлені нижче на рис. Д.1.1 – Д.1.6 відповідно.

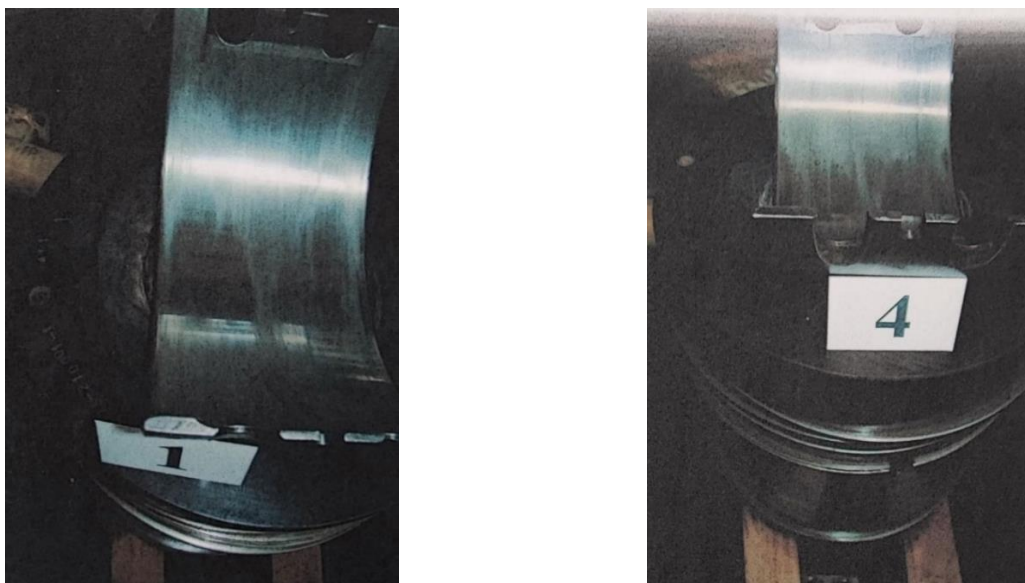


Рис. Д.1.1. Поверхні шатунних вкладишів та канавки компресійних кілець поршнів 1-ї й 4-ї ШПГ ДВЗ.



Рис. Д.1.2. Шатуни та поршні 2-ї ШПГ ДВЗ.



Рис. Д.1.3. Поверхні шатунних вкладишів та канавки компресійних кілець поршнів 2-ї й 3-ї ШПГ ДВЗ.



Рис. Д.1.4. Коромисла газорозподільчих клапанів ШПГ ДВЗ.



Рис. Д.1.5. Шатунні вкладиші та канавки компресійних кілець поршнів 6-ї ШПГ ДВЗ.



Рис. Д.1.6. Внутрішня порожнина картеру ШПГ ДВЗ.

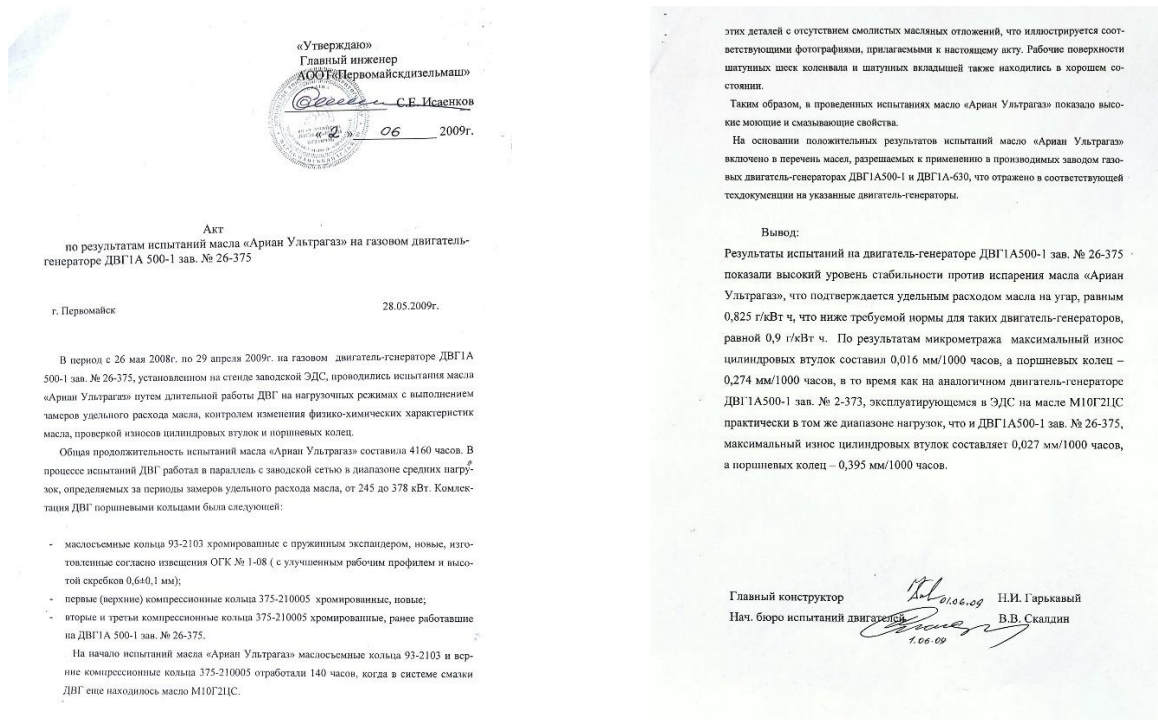


Рис. Д.2.1. Перший і останній листи з висновком Акту завершення випробувань модифікованої моторної оливи АРІАН Ультрагаз на газовому двигун-генераторі ДВГ1А – 500-1 зав. №26-375.



Рис. Д.2.2. Акт впровадження модифікованої моторної оливи АРІАН Ультрагаз на газовому двигун-генераторі ДВГ1А – 500 КГУ в АТВТ «Первомайськдизельмаш», м. Первомайськ, Миколаївська обл.

Акт
 впровадження результатів д/б НДР № 56
 «Поліпшення паливної економічності та екологічних показників транспортних двигунів використання вторинних енергоресурсів»

Вибір відповідної марки оливи та встановлення його термінів заміни у двигуні слід розглядати у безпосередньому зв'язку з його експлуатаційними властивостями.

По даній тематиці наведене все необхідне обладнання та методики виконання експериментальних досліджень з метою оптимального вибору концентрації, в'язкісно-температурних й низькотемпературних характеристик досліджуваних композицій функціональних присадок в базових основах різного походження, які використовуються для виробництва сучасних моторних (дизельних) олив.

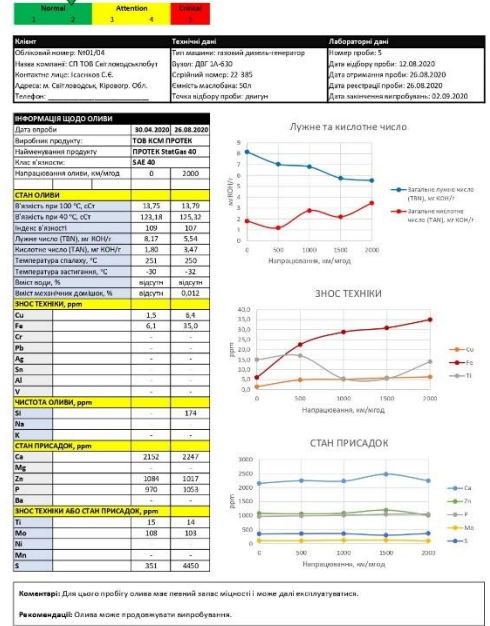
Розроблена комплексна методика дозволила обґрунтувати напрям досліджень, який полегшає у послідовному впливу фазового стану функціональних присадок на силу тертя та інтенсивність зношування при зміні концентрації, в'язкісно-температурних й низькотемпературних характеристик. Запропонований аналіз моторних (дизельних) олив ПРОТЕК STATGAS 40 MA та ПРОТЕК STATGAS 40, виготовлених на базових основах різного походження, з додаванням різних функціональних присадок регламентує концентрацію присадки при якій мінімізується розвиток процесів експлуатації в трибосистемах.

Тому з цієї точки зору, дуже важливим є корегування складу товарних моторних (дизельних) олив з базовими основами різного походження з додаванням різних функціональних присадок для забезпечення ефективної мастильної дії та режиму мащення в досліджуваному температурному діапазоні.

Директор ТОВ КСМ ПРОТЕК  О.А. Юрчук

Рис. Д.3.1. Акт впровадження методики поліпшення за 4-ма критеріями модифікованої оливи ПРОТЕК STATGAS 40.

Рис. Д.3.2. Зведений протокол випробувань за 4-ма критеріями відпрацьованої модифікованої оливи ПРОТЕК STATGAS 40 впродовж 2000 м/годин.



«Узгоджено» Директор ТОВ СП «СВІТЛОВОДСЬКПОБУТ» Московицький С.В.

«Затверджено» Директор ТОВ «ПРОТЕК» Іванченко О.В.

АКТ

Закінчення експлуатації під наглядом оливи моторної ПРОТЕК STATGAS 40 (ТУУ 19.2-37838186-002:2012 зі змі.) виготовленої заводом ТОВ «КСМ ПРОТЕК» на газовому двигуні-генераторі ДВГ1А-630 зав. №22-381; узгодженої згідно програми лабораторного аудиту мастильних матеріалів OIL DOCTOR.

Комісія в складі:

- Могильний А.С. – головний інженер ТОВ СП «СВІТЛОВОДСЬКПОБУТ»;
- Міланенко О.А. – експерт ТОВ «КСМ ПРОТЕК», керівник проекту OIL DOCTOR, к.т.н., доцент;
- Артемук С.І. – головний технолог ТОВ «КСМ ПРОТЕК»;
- Іванченко О.В. – начальник випробувальної лабораторії ТОВ «КСМ ПРОТЕК».

Заводом з виробництва мастильних матеріалів ТОВ «КСМ ПРОТЕК» було виготовлено дослідну партію оливи моторної ПРОТЕК STATGAS 40, що рекомендується для застосування в двигунах, працюючих на природному газі та біогазі.

Згідно протоколу випробувань №01/05-2020 від 05.05.2020р. (Додаток А) в газовому двигуні-генераторі було розпочато випробування моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 (ТУУ 19.2-37838186-002:2012 зізм. 2), виготовлені заводом ТОВ «КСМ ПРОТЕК». Марка двигуна – ДВГ1А-630, завод виготовлювач – ОДО «Первомайськдизельмаш», заводський номер двигуна №22-385, кількість залитого в систему змащування двигуна оливи склала 600 літрів.

Протягом випробувань згідно програми OIL DOCTOR на ТОВ «КСМ ПРОТЕК» регулярно проводився контроль якості моторної оливи за фізичні хімічними властивостями, рівню зносу по кількості надходження елементів зношування, по кількості забруднюючих речовин в моторній оливі та стан функціональних присадок, про що свідчать відповідні протокол випробувань впродовж 500 м/годин, 1000 м/годин, 1500 м/годин та 2000 м/годин (Додатки В1-В4).

Комісія розглянула результати випробування під наглядом моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 (ТУУ 19.2-37838186-002:2012 зізм.2) і визначила:


- за час випробувань двигун-генератор працював без відхилень від нормального режиму роботи;
 - фізико-хімічні показники і рівень забруднення моторної оливи, стан функціональних присадок і рівень зносу деталей ЦПГ повністю відповідають умовам експлуатації двигуна і мають кращі показники ніж моторні оливи, що застосовували раніше;
 - експлуатація двигуна марки ДВГ1А-630 на дослідній оливі не викликає зауважень.
- Вирішено: моторна олива ПРОТЕК STATGAS 40 (ТУУ 19.2-37838186-002:2012 зізм.2) витримала випробування під наглядом в повному обсязі та рекомендується для застосування в двигуні-генераторах, що працюють на газу виробництва ОДО «Первомайськдизельмаш».
- Підписи членів комісії:
- 
- Могильний А.С.
 Міланенко О.А.
 Артемук С.І.
 Іванченко О.В.
- «30» 09 2020р.

Рис. Д.3.3. Акт закінчення експлуатаційних випробувань щодо модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 на газовому двигуні-генераторі ДВГ1А-630 у ТОВ СП «Світловодськпобут», м. Світловодськ, Кіровоградська обл.

«Узгоджено»
Директор
ТОВ «ПРОТЕК»
С.С. Савенко С.С.

«Затверджено»
Головний інженер
КПТМ «Черкаситеплокомуненерго»
Джулай М.В.

АКТ

Закінчення експлуатації під наглядом оливи моторної PROTEC STATGAS 40 MA (LA) - ТУУ 19.2-37838186-002:2012 зі зм.1,2, виготовленої заводом ТОВ «КСМ ПРОТЕК» на газовому двигуні CAT 3520B, серійний номер CWD 00234, 2004 року випуску, пробіг на момент початку випробувань - 90 727 м/годин, узгодженої згідно програми лабораторного аудиту мастильних матеріалів OIL DOCTOR.

Комісія в складі:

- Савенко М.І. - Відповідальний за експлуатацією КГУ - начальник дільниці КПТМ «Черкаситеплокомуненерго»;
- Котенко О.М. - Начальник служби виробництва теплової енергії КПТМ «Черкаситеплокомуненерго»;
- Міланенко О.А. - експерт ТОВ «КСМ ПРОТЕК», керівник проекту OIL DOCTOR, к.т.н., доцент;
- Артемук С.І. - головний технолог ТОВ «КСМ ПРОТЕК»;
- Іванченко О.В. - начальник випробувальної лабораторії ТОВ «КСМ ПРОТЕК».

Заводом з виробництва мастильних матеріалів ТОВ «КСМ ПРОТЕК» було виготовлено дослідну партію оливи моторної PROTEC STATGAS 40 MA (LA), що рекомендується для застосування в газових двигунах, працюючих на природному газі та біогазі, при використанні в області когенерації або компримування газу.

Між підприємствами ТОВ КСМ ПРОТЕК та КПТМ «Черкаситеплокомуненерго» було домовлено проводити випробування оливи моторної PROTEC STATGAS 40 MA (LA) впродовж 2300 м/год. на газовому двигуні CAT 3520B, серійний номер CWD 00234, 2004 року випуску, з достатньо великим пробігом - 90 727 м/години.

Згідно протоколу випробувань №01/05-2021 від 21.04.2021р. (Додаток А) на газовому двигуні CAT 3520B було розпочато випробування моторної оливи PROTEC STATGAS 40 MA (LA) - ТУ У 19.2-37838186-002:2012 зі зм. 1,2. Кількість залитої в систему змащування оливи складало 400 літрів після проведення промивання системи.






Протягом випробувань згідно програми OIL DOCTOR на ТОВ «КСМ ПРОТЕК» регулярно проводився контроль якості і ресурсу моторної оливи за фізико-хімічними властивостями, рівню зносу за кількості надходження елементів зношування, за кількості забруднюючих речовин в моторній оливі та стану функціональних присадок, про що свідчать відповідні протоколи випробувань впродовж 480 м/годин, 700 м/годин, 1100 м/годин, 1800 м/годин й 2300 м/годин відповідно (Додатки В1-В5).

Комісія розглянула результати випробування під наглядом моторної оливи PROTEC STATGAS 40 MA (LA) - ТУ У 19.2-37838186-002:2012 зі зм. 1,2 і визначила:

- за час випробувань двигун працював без відхилень від нормального режиму роботи;
- фізико-хімічні показники, рівень забруднення та стан функціональних присадок моторної оливи повністю відповідали умовам експлуатації двигуна;
- рівень зносу деталей ЦПГ впродовж 2300 м/годин не був критичним;
- експлуатація двигуна марки CAT 3520B на дослідній оливі не викликає зауважень.

Вирішено: моторна олива PROTEC STATGAS 40 MA (LA) - ТУ У 19.2-37838186-002:2012 зі зм. 1,2 витримала випробування під наглядом в повному обсязі та рекомендується для застосування в газових двигунах CAT 3520B.

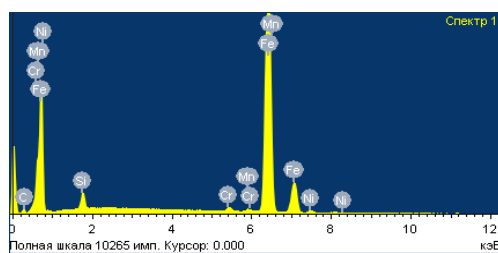
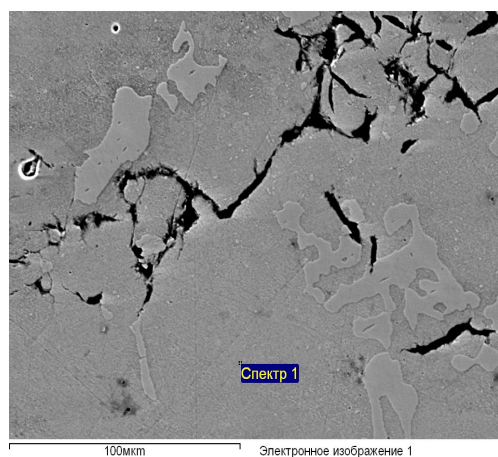
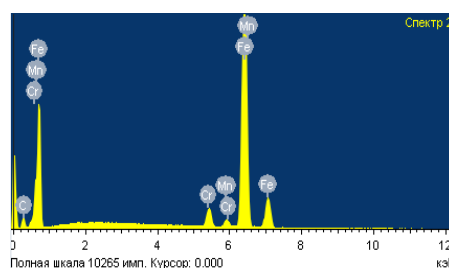
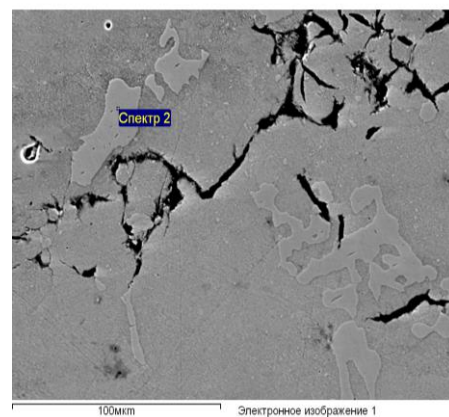
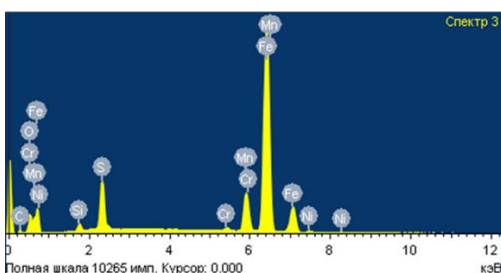
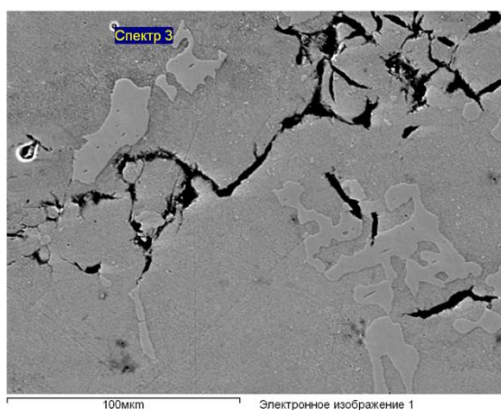
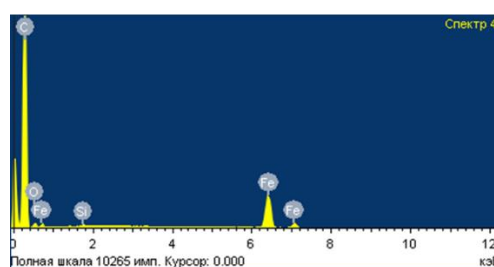
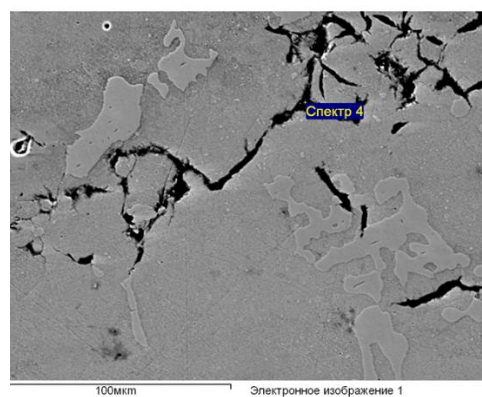
Підписи членів комісії:

 Савенко М.І.
 Котенко О.М.
 Міланенко О.А.
 Артемук С.І.
 Іванченко О.В.

 10. 2021р.

Рис. Д.3.4. Акт закінчення та висновок експлуатаційних випробувань щодо модифікованої моторної оливи ПРОТЕК STATGAS 40 MA на газовому двигуні CAT 3520B на КПТМ «Черкаситеплокомуненерго», м. Черкаси, Черкаська обл.

Нижче на рис. Д.4.1, *a - e* представлені мікрофотографії та кількісний хімічний склад у вигляді спектрів поверхневих шарів в зоні фрикційного контакту верхнього компресійного кільця до напрацювання для дібраних ділянок *1 - 6* відповідно.

*a**б**в**г*

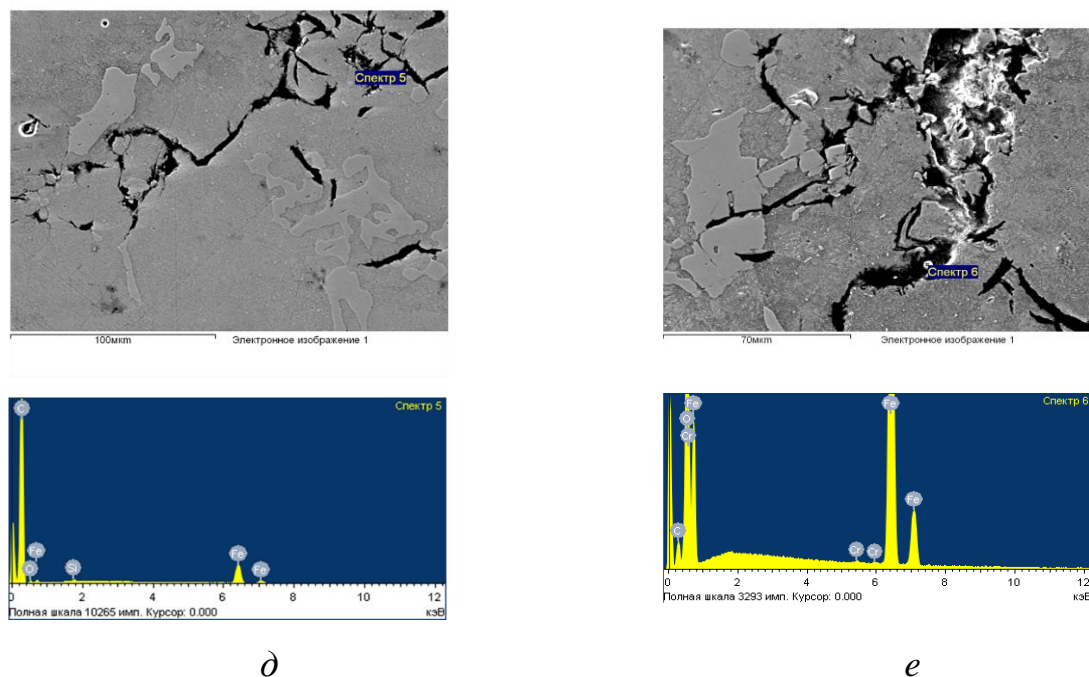
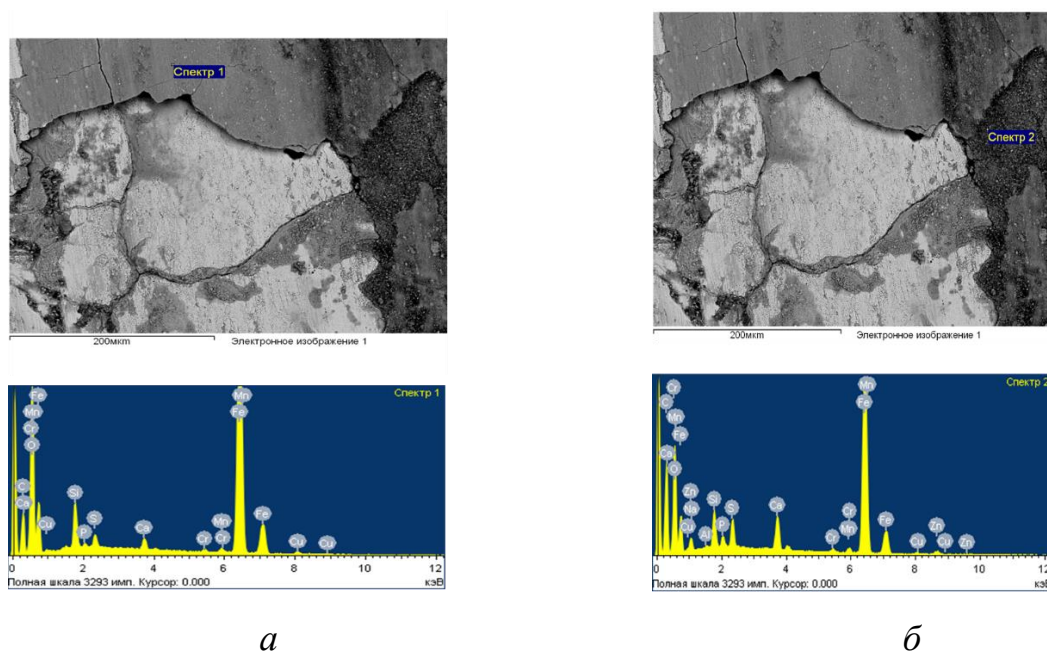


Рис. Д.4.1, *a - e*. Мікрофотографії та кількісний хімічний склад у вигляді спектрів поверхневих шарів в зоні фрикційного контакту верхнього компресійного кільця після 4160 м/годин напрацювання для дібраних ділянок *1 (a) - б (e)* відповідно.

Нижче на рис. Д.4.2, *a - e* представлені мікрофотографії та кількісний хімічний склад у вигляді спектрів поверхневих шарів в зоні фрикційного контакту внутрішньої стінки гільзи циліндру після 4160 м/годин напрацювання для дібраних ділянок *1 – б* відповідно.



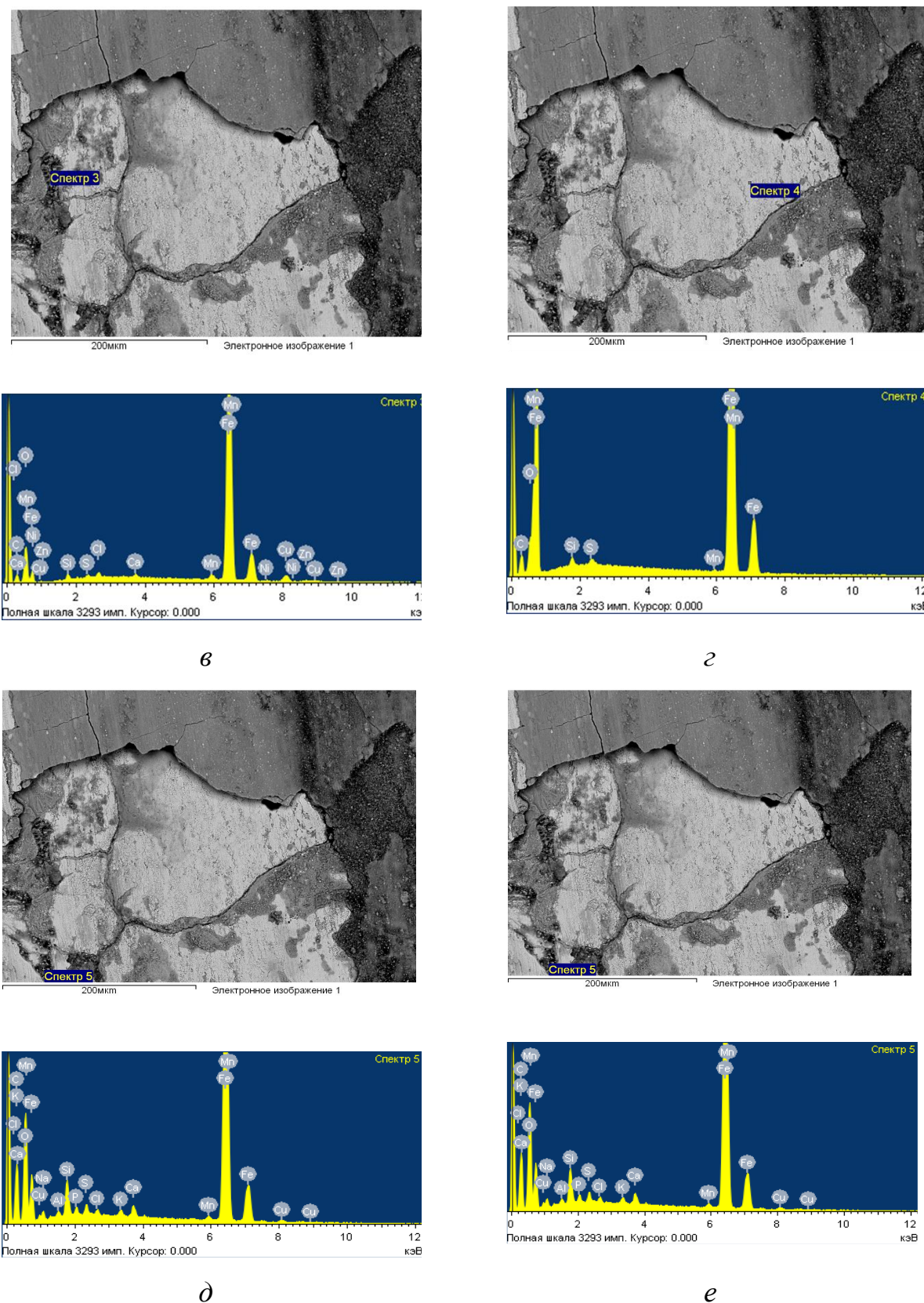


Рис. Д.4.2, *a* - *e*. Мікрофотографії та кількісний хімічний склад у вигляді спектрів поверхневих шарів в зоні фрикційного контакту внутрішньої стінки гільзи циліндру після 4160 м/годин напрацювання для дібраних ділянок *1* (*a*) - *б* (*e*) відповідно.

Додаток Е.

**Рішення про допуск до виробництва та застосування
моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 (АРІАН ЄМТ-8)
від державної комісії ТК «НАФТА-СТАНДАРТ», м. Київ.**

Рішення про допуск до виробництва та застосування моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 (АРІАН ЄМТ-8) від державної комісії ТК «НАФТА-СТАНДАРТ», представлений на рис. Д.1.



МІНПАЛІВЕНЕРГО УКРАЇНИ

**ТЕХНІЧНИЙ КОМІТЕТ З ДОПУСКУ ДО ЗАСТОСУВАННЯ
ПРОДУКТІВ НАФТОПЕРЕРОБКИ ТА НАФТОХІМІЇ
ТК «НАФТА-СТАНДАРТ»**

01650, м. Київ, пр. Паладіна, 46. Тел. 444-25-13. Факс: 131089 "Київ", факс: 444-32-75

Р І Ш Е Н Н Я

№ 283 "08" 11 2002р.

**про допуск до виробництва та застосування моторно-трансмісійної
оливи АРІАН ЄМТ-8 за ТУ У 23.2-20574128.004-2001**

Комісія наукової експертизи з мастильних матеріалів розглянула звернення Генерального конструктора КП ЖВД (лист 1136А/14-63 від 18.10.02) та результати випробувань моторно-трансмісійної оливи АРІАН ЄМТ-8 (ТУ У 23.2-20574128.004-2001), проведених КП "Харківське конструкторське бюро з двигунобудування" і КП "Харківське конструкторське бюро з машинобудування" в двигунах і трансмісіях (технічний звіт N4281) і визнала:

- моторно-трансмісійна олива АРІАН ЄМТ-8 витримала стендові і експлуатаційні випробування у дизельних двигунах типу ЗДТ.

двигуни після випробування знаходяться у працездатному стані, зношення основних деталей циліндро-поршневої групи і кількість нагаровідкладень свідчать про високі моторно-експлуатаційні властивості моторно-трансмісійної оливи АРІАН ЄМТ-8.

застосовуючи моторно-трансмісійної оливи АРІАН ЄМТ-8 забезпечило надійну роботу агрегатів трансмісій трактора ХТЗ-1410, а також важконавантажених трансмісій військово-гусеничних машин у тому числі об'єктів Т-55, 62АГ, 447АМ1, 478В, Т-80, Т-84, 72АГ, 72МЦ, БАТ-2, ВРЕМ та їх модифікацій в межах гарантійного терміну.


Враховуючи рекомендації Комісії наукової експертизи з мастильних матеріалів (протокол № від 29.10.2002 р.), допустити до виробництва моторно-трансмісійну оливу АРІАН ЄМТ-8 (ТУ У 23.2-20574128.004-2001) та застосування як моторну в дизельних двигунах з літровою потужністю до 30 кс/л нарівні з оливою М-8В (ГОСТ 10541-78) і як трансмісійну у трансмісіях військово-гусеничних машин (Т-55, 62АГ, 447АМ1, 478В, Т-80, Т-84, 72АГ, 72МЦ, БАТ-2, ВРЕМ та їх модифікацій) нарівні з оливою МТ-8П (ТУ 23.101277-85) за складом, що наведений в таблиці.

Рис. Е.1. Рішення про допуск до виробництва та застосування моторно-трансмісійної оливи ЄМТ-8 (АРІАН ЄМТ-8) від державної комісії ТК «НАФТА-СТАНДАРТ».

Додаток Ж

Акти впровадження технологій та методик оцінки, що видані акредитованими лабораторіями вітчизняних заводів-виробників мастильних матеріалів ТОВ ЗТМ АРІАН, м. Фастів, Київська обл. та ТОВ КСМ ПРОТЕК, смт. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.


На рис. Ж.1 – Ж.7 відповідно, представлені акти впровадження у співавторстві технологій та методик оцінки, видані вітчизняними заводами-виробниками мастильних матеріалів ТОВ ЗТМ АРІАН, м. Фастів, Київська обл. та ТОВ КСМ ПРОТЕК, смт. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.



08500, Київська обл.
 м. Фастів, вул. Поліграфічна
 Тел./факс: +(380 4465) 6-70-75, 6-71
 Код ЗКПО 20574
 03148, Україна, м. Київ, вул. В. Кучер
 Тел./факс: +(380 44) 276-48-07, 276-01-04, 276-11
 www.arian.com.ua, E-mail: arian@compuser.com

Вих. № 204 від 18 серпня 2002 р.
 На № _____ від _____ 200__ р.

„ЗАТВЕРДЖУЮ „
 керівник підприємства (організації),
 яка впровадила результати НДР НТУ
 _____ 2012 р.


АКТ ВПРОВАДЖЕННЯ
результатів науково-дослідної роботи


Ми, представники Національного транспортного університету, наук. керівник
Дмитриченко М.Ф., підп. виконавець Савчук А.М., Міланенко О.А., Білякович О.М., Лізанець
В.І.
 посада (науковий керівник, відповідальний виконавець), прізвище, ім'я, по батькові

та підприємства (організації) – ТОВ Завод технічних масел „Аріан“
 повна назва підприємства (організації)
м. Київ, вул. Кучера, 3. Директор Рудик Євген Ігорович
 адреса, пошта, прізвище, ім'я, по батькові

склали дійсний акт в тому, що результати науково-дослідної роботи № ДЗ /508-2011
„Дослідження впливу зміни фізико-хімічних властивостей оливи у процесі експлуатації на
надійність та довговічність пар тертя транспортних засобів“
 шифр та назва НДР
 впроваджені в виробництво.

| | |
|--|--|
| Назва впровадженого результату НДР Технологія визначення збалансованої рецептури по виготовленню оливи для дизельних двигунів та трансмісій | Досягнутий фактичний ефект (соціальний, технічний, організаційний, економічний (грн. в рік)) Удосконалено технологію підбору кінцевого хімічного складу по визначенню збалансованої рецептури моторних, моторно-трансмісійних та трансмісійних оливи на основі критеріїв оцінки мастильної дії в умовах реального навантаження та мастильного голодування |
|--|--|

Представники НТУ
 _____ М.Ф. Дмитриченко.
 _____ А.М. Савчук
 _____ О.А. Міланенко
 _____ О.М. Білякович
 _____ В.І. Лізанець

Представники підприємства,
 які впроваджують результати НДР


04 75

Рис. Ж.1. Акт впровадження технології визначення збалансованої рецептури по виготовленню оливи для дизельних двигунів та трансмісій при проведенні досліджень фізико-хімічного складу в акредитованій лабораторії ТОВ ЗТМ АРІАН, м. Фастів, Київська обл.



08500, Київська обл.,
м. Фастів, вул. Поліграфічна, 12
Тел./факс: +(380 4465) 6-70-75, 6-70-72
Код ЗКПО 20574128

✉ 03148, Україна, м. Київ, вул. В. Кучера, 3
Тел./факс: +(380 44) 276-48-07, 276-01-04, 276-16-45
www.arian.com.ua, E-mail: arian@compuserv.com.ua

Вих. № 206 від 18 грудня 2002 р.
На № _____ від _____ 200__ р.

Акт

впровадження результатів д/б НДР №13

«Оцінка еластогідродинамічних показників трансмісійних і моторних олів в нестаціонарних умовах роботи з метою підвищення довговічності вузлів тертя транспортних засобів»

Кафедрою виробництва, ремонту та матеріалознавства Національного транспортного університету в рамках виконання д/б НДР №13 було розроблено методику оцінки мастильних та антифрикційних властивостей олів на основі оцінки реологічних характеристик олів в нестаціонарних умовах мащення; ефективності мащення олів за кінетикою зміни швидкісних, навантажувальних, температурних чинників та динамікою надходження мастильного матеріалу в зону контакту в умовах кочення і кочення з проковзуванням.

Запропоновані методики дозволили оцінити підвищення надійності та довговічності неконформних вузлів тертя з точковою формою контакту за рахунок поліпшення їх триботехнічних характеристик на основі підбору фракційного складу мастильних матеріалів та встановлення динаміки формування товщини мастильного шару в умовах рясного та недостатнього мащення.

Результати роботи впроваджено при проведенні фізико-хімічного аналізу моторних і трансмісійних олів різного фракційного складу в акредитованій лабораторії УКРЦСМ на Заводі технічних масел «АРІАН».

Директор
ТОВ ЗТМ «АРІАН



Е.Г.Рудик

0474

Рис. Ж.2. Акт впровадження методики оцінки еластогідродинамічних показників трансмісійних і моторних олів, що працювали в нестаціонарних умовах роботи, при проведенні фізико-хімічного складу в акредитованій лабораторії ТОВ ЗТМ АРІАН, м. Фастів, Київська обл.



Вих.№576 від 21.11.2013р.

„ЗАТВЕРДЖУЮ „
керівник підприємства (організації),
яка впроваджує результати НДР НТУ
” ” 2013 р.



АКТ ВПРОВАДЖЕННЯ
результатів науково-дослідної роботи

Ми, представники Національного транспортного університету, наук. керівник
Дмитриченко М.Ф., відп. вик. Савчук А.М., Міланенко О.А., Білякович О.М., Лізанець В.І.
посада (науковий керівник, відповідальний виконавець), прізвище, ім'я, по батькові

та підприємства (організації) – ТОВ «КСМ ПРОТЕК»

повна назва підприємства (організації)

пгт. Клавдієво-Тарасово, Київська обл... Бородянський район, вул. Ворошилова, 1

адреса

Директор Ляльченко Юрій Георгійович

посада; прізвище, ім'я, по батькові

склали дійсний акт в тому, що результати науково-дослідної роботи ДБ НДР №13 «Оцінка
еластогідродинамічних показників трансмісійних і моторних олиव в нестационарних умовах
роботи з метою підвищення довговічності вузлів тертя транспортних засобів
впроваджені в виробництво.

шифр та назва НДР

Назва впровадженого результату НДР

Досягнутий фактичний ефект
(соціальний, технічний, організаційний,
економічний (грн. в рік))

Визначення ефективності мащення олив за
кінетикою швидкісних, навантажувальних,
температурних чинників та динамікою
надходження мастильного матеріалу в зону
контакту

Розроблено методику визначення
п'єзов'язкісних коефіцієнтів, що дозволило
більш обгрунтовано диференціювати оливи
за реологічною ознакою й, в подальшому,
оптимізувати товщину мастильного шару за
еластогідродинамічних умов з метою
підвищення довговічності вузлів тертя

Представники НТУ

Представники підприємства,
які впроваджують результати НДР

М.Ф.Дмитриченко.
А.М.Савчук
О.А.Міланенко
О.М.Білякович
В.І.Лізанець

ООО «КСМ ПРОТЕК»
ул. Ворошилова, 1,
пгт. Клавдієво, 07800,
Київська обл., Україна,
тел./ф.: 044 5370348
www.ksmpotec.com
office@ksmpotec.com



Рис. Ж.3. Акт впровадження методики визначення п'єзокоефіцієнтів в'язкості для диференціювання олив за реологічною ознакою при проведенні випробувань динамічної в'язкості в акредитованій лабораторії ТОВ КСМ ПРОТЕК, м. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.

Вих. №577 від 27.11.2013

„ЗАТВЕРДЖУЮ „
керівник підприємства (організації),
яка впроваджує результати НДР НТУ
” _____ 2013 р.



АКТ ВПРОВАДЖЕННЯ
результатів науково-дослідної роботи

Ми, представники Національного транспортного університету, наук. керівник
Дмитриченко М.Ф., відп. вик. Савчук А.М., Міланенко О.А., Білякович О.М., Лізанець В.І.
посада (науковий керівник, відповідальний виконавець), прізвище, ім'я, по батькові

та підприємства (організації) – ТОВ «КСМ ПРОТЕК»
повна назва підприємства (організації)
пгт. Клавдієво-Тарасово, Київська обл., Бородянський район, вул. Ворошилова, 1
адреса

Директор Ляльченко Юрій Георгійович
посада; прізвище, ім'я, по батькові

склали дійсний акт в тому, що результати науково-дослідної роботи ДБ НДР №19
«Дослідження закономірностей формування граничних мастильних шарів у оливах з різним
якісним станом з метою оптимізації ресурсу елементів трибосистем» впроваджені в
виробництво.

Назва впровадженого результату НДР

Досягнутий фактичний ефект
(соціальний, технічний, організаційний,
економічний (грн. в рік))

Дослідження зміни показників якості
мастильних матеріалів при їх тривалому
використанні у вузлах та агрегатах машин.
Дослідження впливу залишкового ресурсу
олив та зміни їх фізико-хімічних
властивостей у процесі експлуатації на
параметри мастильної дії.

Аналіз зміни параметрів якості олив на
протязі реального періоду експлуатації
досліджуваних олив.
Встановлення закономірностей формування
мастильних шарів у середовищі олив з
різним залишковим ресурсом у процесі
тривалої експлуатації, що сприятиме
корегуванню структури та властивостей
товарних олив з метою оптимізації їх
ресурсу.

Представники НТУ

_____ М.Ф.Дмитриченко.
_____ А.М.Савчук
_____ О.А.Міланенко
_____ О.М.Білякович
_____ В.І.Лізанець

Представники підприємства,
які впроваджують результати НДР

ООО «КСМ ПРОТЕК»
ул. Ворошилова, 1,
пгт. Клавдієво, 07800,
Київська обл., Україна,
тел./ф.: 044 5370348
www.ksmprotec.com
office@ksmprotec.com



Рис. Ж.4. Акт впровадження технології корегування (модифікування)
мастильним середовищ із залишковим ресурсом при проведенні
фізико-хімічних досліджень в акредитованій лабораторії
ТОВ КСМ ПРОТЕК, м. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.



ТОВ "КСМ ПРОТЕК", вул. Ворошилова, буд. 1, смт. Клавдієво-Тарасове, 07850, Київська обл., Україна; тел./ф.: 044 537 03 48 www.ksmprotec.com

Вих. № 0103/26 від 25.11 2016 р.
На № _____ від _____ 2016 р.

Акт
впровадження результатів НДР № 34
**«Збільшення ресурсу використання універсальної моторно-трансмісійної оливи
у вітчизняних гусеничних машинах за рахунок оптимізації структурного
складу оливи»**

Кафедрою виробництва, ремонту та матеріалознавства Національного транспортного університету в рамках виконання НДР № 34 було проведено експериментальні дослідження щодо визначення триботехнічних характеристик моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 в нестационарних умовах тертя для трансмісій гусеничних машин (ГМ).

На базі виробництва було виготовлено зразок моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 в оптимальній концентрації поверхнево-активних речовин фосфор-сульфатної групи згідно методики, запропонованої і виконаної на 1-му етапі цієї НДР. Отримана олива ПРОТЕК ЄМТ-8 показала кращі протизношувальні, протизадирні й антифрикційні властивості в нестационарних умовах тертя в порівнянні з оливою МТ-8п. В результаті роботи були підтверджені раніше отримані результати по триботехнічним показникам, але вже в нестационарних умовах тертя.

В результаті отриманих протоколів випробувань був зроблен паспорт якості виробника на моторно-трансмісійну оливу ПРОТЕК ЄМТ-8 і надані суттєві практичні рекомендації до технічного регламенту по виробництву даної оливи.

Директор ТОВ "КСМ ПРОТЕК"



О.А.Юрчук

Рис. Ж.5. Акт впровадження двоетапної методики оцінки компонентів модифікованої моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 при проведенні фізико-хімічних та триботехнічних досліджень на ЧКМТ в акредитованій лабораторії ТОВ КСМ ПРОТЕК, м. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.

Вих. № 0103/27 від 25.11 2016 р.
 На № _____ від _____ 2016 р.

АКТ
 впровадження результатів НДР № 45
**«ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ МОДИФІКАТОРІВ ТЕРТЯ
 У ВІТЧИЗНЯНИХ МАСТИЛЬНИХ МАТЕРІАЛАХ З МЕТОЮ ПІДВИЩЕННЯ
 НАДІЙНОСТІ ТРАНСПОРТНИХ ЗАСОБІВ»**

Кафедрою виробництва, ремонту та матеріалознавства Національного транспортного університету в рамках виконання НДР № 45 було проведено експериментальні дослідження щодо визначення оптимальної концентрації ультрадисперсної добавки у вигляді суміші фулеренів в нейтральній базовій оливі як модифікатору тертя для підвищення триботехнічних показників моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8, яка змащує вузли трансмісії і двигуна гусеничних машин.

На базі виробництва були виготовлені 6 зразків оливи з різною концентрацією ультрадисперсної добавки у вигляді суміші фулеренів в нейтральній базовій оливі та встановлена її оптимальна концентрація, яка показала кращі протизношувальні і протизадирні властивості в нестационарних умовах тертя в порівнянні з оливою МТ-8п. Експериментальним шляхом визначено, що індекс задиру модифікованої оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 на 10% перевищив аналогічний показник оливи МТ-8п. Також встановлено, що діаметр плями зношування оливи МТ-8п збільшений приблизно на 15% в порівнянні з оливою ПРОТЕК ЄМТ-8 за усіма рівними умовами, про що свідчать кращі протизношувальні властивості ПРОТЕК ЄМТ-8 із вмістом суміші фулеренів. Крім того, в оливу ПРОТЕК ЄМТ-8 була введена барієва присадка, яка показала відсутність корозійності на платівках із свинцю, про що свідчать кращі антикорозійні властивості в порівнянні з МТ-8п. В результаті було запропоновано методику визначення оптимальної концентрації суміші фулеренів до моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 і рекомендовано застосування барієвої присадки в якості антикорозійної присадки в оливі.

Результати роботи впроваджено при виготовленні та оптимізації структурного складу моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8.

Директор ТОВ "КСМ ПРОТЕК"



О.А.Юрчук

Рис. Ж.6. Акт впровадження технології оптимізації фізико-хімічного складу модифікованої моторно-трансмісійної оливи ПРОТЕК ЄМТ-8 при проведенні фізико-хімічних та триботехнічних досліджень на ЧКМТ в акредитованій лабораторії ТОВ КСМ ПРОТЕК, м. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.



ТОВ «КСМ ПРОТЕК», вул. Ворошилова, буд. 1, смт. Клавдієво-Тарасове, 07850, Київська обл., Україна; тел./ф.: 044 537 03 48 www.ksmprotec.com

АКТ

впровадження результатів д/б НДР № 51

«Поліпшення пускових якостей і триботехнічних властивостей транспортних двигунів за низьких температур навколишнього середовища»

Впровадження заходів з підвищення енергоефективності двигунів внутрішнього згорання (ДВЗ) дозволить економити значні енергетичні ресурси. Однією з проблем в процесі експлуатації транспортних двигунів за низьких температур навколишнього середовища є пуск і прогрівання.

В умовах експлуатації ДВЗ, а саме в контактних ділянках трибосполучень, має місце суттєвий вплив температурного фактору, зокрема під час пуску холодного двигуна та подальшого прогрівання двигуна, що призводить до зміни фізичних і хімічних властивостей поверхонь тертя та моторних олів. В першу чергу, це стосується оцінки пускових властивостей і прокачуваності моторних олів, як важливої їх експлуатаційної характеристики.

Завдання, на вирішення яких було спрямовано проект, полягають у дослідженні показників двигуна в процесах пуску та прогрівання використанням теплової енергії накопиченої в ТАФП, а також закономірностей формування товщини мастильного шару, кінетики зміни антифрикційних й протизношувальних характеристик моторних олів в умовах примусового збільшення температури на пусковому етапі роботи ДВЗ.

На базі виробництва були виготовлені зразки всесезонних олів з покращеними властивостями: напівсинтетична SAE10W-40 та синтетична SAE5W-40. Згідно протоколів випробувань було встановлено, що антифрикційні властивостей досліджуваних олів (покращені характеристики) в порівнянні з олівами, які виготовляються в масовому виробництві, є кращими, що пояснюється більш стабільними до механічної деструкції властивостями в умовах прискореного прогріву двигуна.

Реалізація результатів досліджень вищезазначеної НДР дозволила створити методику оцінки ефективності мастильної дії модифікованих (покращені характеристики) моторних олів в умовах примусового збільшення температури на пусковому етапі роботи ДВЗ та здійснити її практичне впровадження у процес виробництва моторних олів на даному підприємстві.

Результати роботи впроваджено при виготовленні та оптимізації структурного складу моторних олів.

Директор ТОВ «КСМ ПРОТЕК»



О. А. Юрчук

Рис. Ж.7. Акт впровадження технології оптимізації фізико-хімічного складу модифікованих моторних олів, що працювали в нестационарних умовах тертя при пусковому (низькотемпературному) прогріванні двигуна, при проведенні в'язкісно-температурних та триботехнічних досліджень на ЧКМТ в акредитованій лабораторії ТОВ КСМ ПРОТЕК, м. Клавдієво-Тарасово, Київська обл.