

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
«ХАРКІВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ»

**М. С. Степанов, Л. П. Іванова,
П. І. Літовченко, М. С. Іванова**

**МАСТИЛЬНО-ОХОЛОДЖУЮЧІ ТЕХНОЛОГІЧНІ
ЗАСОБИ.
ТЕПЛОВИЙ ФАКТОР У ФОРМУВАННІ
ТОЧНОСТІ ШЛІФОВАНИХ ДЕТАЛЕЙ**

Монографія

Харків
НТУ «ХПІ»
2025

УДК 21.923.4+621.895
М 32

Рецензенти

Ф.В. Новіков, д-р техн. наук, професор
кафедри здорового способу життя, технології і безпеки життєдіяльності
Харківського Національного економічного університету ім. С. Кузнеця

В.В. Фролов, д-р техн. наук, професор ЗВО
кафедри теоретичної та прикладної інформатики факультету
математики і інформатики Харківського національного університету
імені В.Н. Каразіна.

*Публікується за рішенням Вченої Ради НТУ «ХПІ»,
протокол №2 від 21 .02 .2025 р.*

М 32 Мазильно-охолоджуючі технологічні засоби. Тепловий фактор у формуванні точності шліфованих деталей : монографія / М. С. Степанов, Л. П. Іванова, П. І. Літовченко, М. С. Іванова. – Х. : НТУ «ХПІ», 2025. – 231 с.

ISBN 978-617-05-0538-5

Монографія присвячена дослідженню теплових процесів у технологічних рідинах круглошліфовальних верстатів і їх впливу на точність шліфованих деталей. Розроблена математична модель системи застосування мазильно-охолоджуючої рідини (МОР) круглошліфовального верстату. Запропонована схема шліфування з додатковими проміжними правками (ДПП) шліфовального круга та комп'ютерні програми, що реалізують математичні моделі. Виконані дослідження теплового режиму шліфовальної бабки та визначено його вплив на точність шліфованих деталей. Запропоновано пристрій подачі МОР у зону шліфування, який захищає шліфовальну бабку від розігрітої МОР і знижує похибки положення шпинделя

Для науковців, аспірантів, курсантів та студентів, що цікавляться питаннями зменшення теплових деформацій елементів технологічної системи при круглому шліфуванні.

УДК 21.923.4+621.895

ISBN 978-617-05-0538-5

© Степанов М. С., Іванова Л. П.,
Літовченко П. І., Іванова М. С., 2025
© НТУ «ХПІ», 2025

ЗМІСТ

ВСТУП	5
Розділ 1 АНАЛІЗ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РІДИН НА ТОЧНІСТЬ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ШЛІФУВАННІ	7
1.1 Дослідження температурних деформацій елементів технологічної системи	7
1.2 Аналіз теплового стану технологічних рідин металорізальних верстатів	19
1.3 Аналіз впливу теплового стану охолоджуючих засобів на температурні деформації елементів верстату	27
Розділ 2 ДОСЛІДЖЕННЯ ДЖЕРЕЛ ТЕПЛОВИДІЛЕННЯ В ШЛІФУВАЛЬНИХ ВЕРСТАТАХ	32
2.1 Аналіз теплових потоків, що діють на шліфувальну бабку круглошліфувального верстату	32
2.2 Теплові режими робочих рідин у шліфувальних верстатах	44
2.3 Математична модель теплообміну у системі застосування МОР шліфувальних верстатів	55
2.4 Модель теплового стану системи застосування МОР шліфувального верстату	64
2.4.1 Математична модель і алгоритм	64
2.4.2 Розрахунково-аналітичні дослідження теплового режиму системи застосування МОР	73
2.4.3 Розрахунок температури у системі застосування МОР	77
2.5 Математична модель шліфування з додатковими проміжними правками	86
2.5.1 Модель і алгоритм зменшення кількості теплоти, що переходить у МОР при шліфуванні, за рахунок додаткових проміжних правок круга	86
2.5.2 Дослідження математичної моделі шліфування з ДПП	96
Розділ 3 ТЕХНІЧНЕ І ПРОГРАМНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ ..	108
3.1 Методика і технічні засоби проведення експериментальних досліджень	108
3.1.1 Обладнання, що застосовувалося	108
3.1.2 Матеріали досліджуваних заготовок і режими різання	110
3.1.3 Вибір шліфувальних кругів	111
3.1.4 Вимірювання сили різання	111
3.1.5 Вимірювання температури елементів верстата	113
3.1.6 Вимірювання температури в зоні різання	113
3.1.7 Вимірювання температурних деформацій	114
3.1.8 Вимірювання параметрів технологічних рідин гідравлічної системи	117
3.2 Алгоритмічні і програмні засоби розрахунково-аналітичних	

досліджень	116
3.2.1 Програма Heat T розрахунку теплоти і температури в системі застосування МОР	117
3.2.2 Програма Pravgka розрахунку параметрів круглого шліфування з ДПП	118
Розділ 4 ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВИХ ДЕФОРМАЦІЙ ЕЛЕМЕНТІВ КРУГЛОШЛІФУВАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ	123
4.1 Експериментальне визначення температури робочої рідини в підшипниках	123
4.2 Дослідження впливу температури робочої рідини в підшипниках шпинделя на погрішність його положення	130
4.3 Статичний і динамічний тепловий аналіз елементів шліфувальної бабки	137
4.3.1 Розробка і постановка задачі дослідження 3D-моделі шліфувальної бабки	137
4.3.2 Визначення температури на поверхнях шліфувальної бабки.....	140
4.3.3 Динамічний тепловий аналіз шліфувальної бабки і визначення погрішностей положення осі шпинделя	153
Розділ 5 РОЗРОБКА І ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНІКИ ПОДАЧІ МОР У ЗОНУ РІЗАННЯ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ШЛІФОВАНИХ ДЕТАЛЕЙ	170
5.1 Призначення, ефективність конструктивні особливості пристрою подачі МОР при круглому зовнішньому шліфуванні	170
5.2 Підвищення точності шліфованих деталей за рахунок зменшення пружних деформацій технологічної системи під дією сил	175
5.3 Специфіка взаємодії потоків МОР і повітря у запропонованому пристрої.....	183
5.4 Оцінка теплообміну при взаємодії струменів повітря і потоку МОР...	190
ВИСНОВКИ.....	198
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	200
ДОДАТКИ.....	220
Додаток А. ОЦІНКА ЗАПРОПОНОВАНИХ МЕТОДИК РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ НА ПОВЕРХНЯХ ШЛІФУВАЛЬНОЇ БАБКИ.....	220
A1 Оцінка температури на передній стінці шліфувальної бабки	220
A2 Визначення температури на лівій боковій стінці шліфувальної бабки (зі сторони шліфувального круга).....	222
A3 Оцінка температури на правій боковій стінці шліфувальної бабки	223
Додаток Б Розрахунки теплоти і температури в резервуарі системи подачі МОР в програмі Heat_T	227

ВСТУП

На сучасному етапі розвитку людства визначальним фактором є технічний прогрес, головним напрямком якого є підвищення вимог до ресурсозбереження при максимальній ефективності, надійності, економічності та продуктивності машин і забезпечення їм конкурентоздатності на ринках. При цьому додатково зростають вимоги щодо ергономічності, екологічності, зменшення шуму і вібрацій сучасних машин, що розробляються, як до виробів загального так і військового призначення, які повинні забезпечувати також максимальну виживаність у бойових умовах.

Точність деталей машин значною мірою залежить від фінішних операцій їх обробки, найбільш поширеною з яких є шліфування. Процес шліфування відрізняється високою енергонасиченістю, що викликає теплові деформації технологічної системи і зниження точності обробки. Величина похибок розмірів і форми деталей значною мірою визначається погіршенням положення шпинделя із встановленим на ньому шліфувальним кругом. Важливою умовою високої продуктивності шліфування є підтримка стабільного теплового режиму у зоні різання за рахунок ефективного відводу теплоти, що виділяється. Вказану функцію виконує МОР – мастильно-охолоджуюча рідина, яка знижує величину потужності і сили різання, пришвидшує теплообмін, забезпечує зменшення температури у зоні різання.

У монографії представлені результати аналітичних і експериментальних досліджень процесу обробки на круглошліфувальних верстатах із застосуванням технологічних рідин та розробки практичних рекомендацій щодо підвищення точності шліфованих деталей і ефективності процесу зовнішнього круглого шліфування за рахунок зменшення температурних деформацій, викликаних тепловою дією застосованих технологічних рідин.

В першому розділі проведено аналіз сучасного стану досліджень в області теплового впливу робочих рідин шліфувальних верстатів на точність обробки

деталей. Визначені основні напрями досліджень в області стабілізації теплового режиму МОР.

У другому розділі наведено теоретичні передумови моделювання температурних деформацій в елементах круглошліфувального верстата. Розроблено математичну модель теплообміну у резервуарі МОР та встановлено зв'язок температури у резервуарі з кількістю теплоти, що виділяється у зоні різання, та об'ємом охолоджуючої рідини у резервуарі.

В третьому розділі розроблено основні напрямки, поставлені задачі експериментальних і розрахунково-аналітичних досліджень, призначене устаткування, засоби вимірювання і програмне забезпечення експериментів.

У четвертому розділі на основі розробки 3D-моделі шліфувальної бабки круглошліфувального верстату в середовищі CREO Simulation виконане дослідження її статичного і динамічного теплового стану і встановлено його вплив на теплові деформації шпинделя.

В п'ятому розділі описана конструкція розробленого пристрою подачі МОР у зону різання, що запобігає контакту МОР з елементами верстату і сприяє збільшенню жорсткості його технологічної системи. Запропоновано конструктивні заходи, що дозволяють забезпечити безперешкодний доступ МОР в зону контакту шліфувального круга і заготовки. Запропоновано математичні моделі теплового балансу на цих ділянках і кількості теплоти, що виділяється з нагрітої МОР і відводиться струменями повітря.

У висновку підведено підсумки дослідження, показані напрямки і перспективи ефективного використання розроблених математичних моделей і програмних засобів для оптимізації теплового балансу круглошліфувальних верстатів за рахунок раціонального теплового режиму системи застосування МОР і підвищення точності шліфованих деталей.

І АНАЛІЗ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РІДИН НА ТОЧНІСТЬ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ШЛІФУВАННІ

1.1 Дослідження температурних деформацій елементів технологічної системи

Теплові деформації металорізального верстата виникають в результаті виділення тепла в зоні різання, у працюючих його вузлах і механізмах та теплового впливу навколишнього середовища. Особливо значним є їх вплив при виконанні кінцевих операцій, при яких статичні і динамічні деформації пружної системи верстата не завдають істотного впливу на похибки, що виникають при обробці деталі.

Основні фундаментальні положення теплофізики обробки різанням і шліфуванням зокрема сформульовані у наукових трудах [1], [2], [3] та ін. У цих роботах дані чіткі визначення миттєвої та контактної температури у зоні різання, а також запропоновано описувати закономірності теплових процесів при шліфуванні виходячи з диференціального рівняння теплопровідності.

Дослідження теплового стану верстатів в основному проводилися за наступними напрямками (рис. 1.1).

Тепловий вплив на інструмент, заготовку, вузли і деталі верстата може викликати температурні деформації і зв'язані з ними погрішності обробки деталей. При цьому погрішності, що викликані температурними змінами мають різну природу (рис. 1.2).

Температурні деформації верстатів змінюються у просторі і в часі, залежать від великої кількості факторів, основними з яких є: конструкція верстата і режими обробки, стан навколишнього середовища тощо.

Теплові деформації складають істотну частку у загальному балансі похибок обробки на металорізальних верстатах і можуть становити до 30-70% від загальної похибки обробки [50].

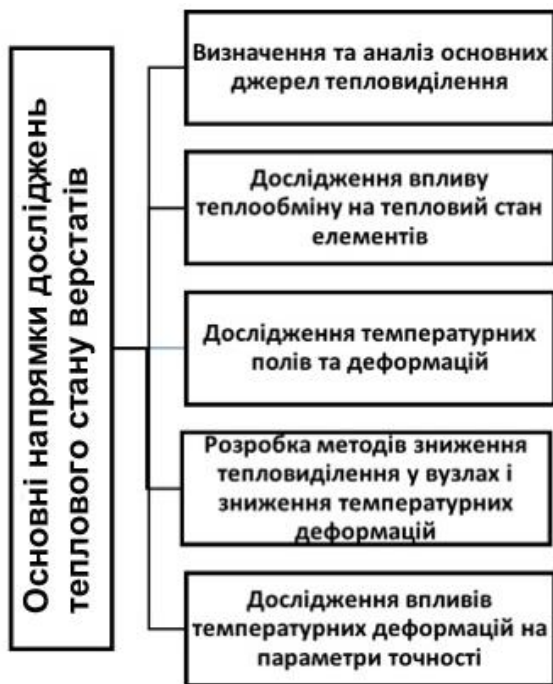


Рисунок 1.1 – Напрямки дослідження теплового стану верстатів



Рисунок 1.2 – Фактори, що викликають температурні погрішності при механічній обробці

Температурне поле, котре виникає при роботі верстатного обладнання, тягне за собою зміну положення інструмента відносно заготовки, в результаті

чого виникають погрішності обробки. Лінійні зміни положення інструмента, які викликані тепловими деформаціями, приводять до розмірних погрішностей, а кутові – до погрішностей форми і розташування [6].

Важливим, але малодослідженим фактом є вплив стиків на температурний стан верстата, оскільки стики поверхонь володіють термоопором, причиною якого є відзнака фактичної і номінальної площі контакту [7]. Особливо важливо знати як змінюються характеристики стиків під дією різноманітних рідин, оскільки середовище, що заповнює стик, суттєво впливає на величину його термоопору.

Сумарна погрішність, що виникає при механічній обробці, складається з погрішності, що виникає в результаті розмірного зносу інструмента Δ_{pi} , погрішності, викликані пружними деформаціями елементів технологічної системи під дією силового фактору Δ_{nc} і погрішності, викликані температурними деформаціями Δ_{θ}

$$\Delta_{\Sigma} = \Delta_{pi} + \Delta_{nc} + \Delta_{\theta} \quad (1.1)$$

Погрішності, що визвані температурними деформаціями, визначаються за формулою

$$\Delta_{\theta} = \Delta_{\theta i} + \Delta_{\theta z} + \Delta_{\theta mc}, \quad (1.2)$$

де $\Delta_{\theta i}, \Delta_{\theta z}, \Delta_{\theta mc}$ – погрішності, викликані температурною деформацією інструмента, заготовки і технологічної системи.

Тепло, що виділяється у зоні різання переходить у інструмент, нагріваючи його і змінюючи його розміри. У важких умовах механічної обробки температура в зоні різання може досягати 900°C , при цьому виліт різця збільшуються на 50-60 мкм (рис. 1.3).

У звичайних умовах обробки подовження різця може складати 30 мкм і більше і залежить від твердості оброблюваного матеріалу, геометричних параметрів ріжучої частини різця, циклу обробки та інших факторів [8].

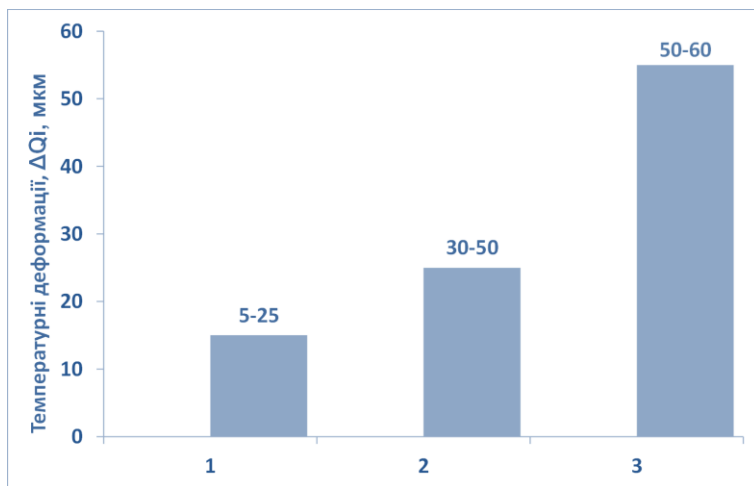


Рисунок 1.3 – Температурні деформації різця при точінні: 1 – тонке точіння; 2 – звичайні умови обробки; 3 – важки умови обробки

При тонкому точінні сталі 45 різцем зі твердого сплаву Т15К6 температурна деформація різця знаходиться у межах 5-25 мкм і залежить від швидкості і шляху різання та стану ріжучих кромки [9].

Слід зазначити, що при достатній інформації по температурним деформаціям лезового інструменту, об'єм досліджень по температурним деформаціям абразивно-алмазного інструменту обмежений.

На точність механічної обробки можуть впливати теплові деформації заготовок. Частина тепла, котре виділяється в зоні різання, переходить у заготовку, причому в залежності від способу, схеми і режимів обробки кількість тепла може бути різною. При токарній обробці в заготовку переходить до 10% тепла, а при свердлінні – до 55%. При шліфуванні кількість тепла, що йде в заготовку, може бути значно більшою [8].

Теплові деформації заготовок у деяких випадках можуть бути співмірні з допусками на обробку. Нагріваючись з різною інтенсивністю, заготовки можуть по різному остигати, що приводить до різної лінійної усадки. При

цьому відбувається зміщення і збільшення поля розсіювання розмірів оброблюваної деталі. При шліфуванні, в результаті збільшення тепловиділення розміри оброблюваних заготовок при їх охолодженні до температури навколишнього повітря зменшуються. Температурні деформації заготовок залежать від матеріалу, режимів обробки і інших факторів [9]. При цьому значення температурних деформацій заготовки знаходиться в інтервалі 11-31 мкм і більше.

Для зменшення величини подовження різця вносять зміни в його конструкцію і застосовують теплопровідні пасти [13]. Де які дослідники відзначають, що з підвищенням ефективності технологічного процесу обробки, створенням оптимальних конструкцій різальних інструментів і верстатів температурні деформації заготовок і інструментів можна не враховувати.

На відміну температурних деформацій різальних інструментів і заготовки, деформації деталей і вузлів верстатів протікають повільніше і нагріваються вони до менших температур. Це відбувається з тієї причини, що їхня маса більше, ніж маса інструментів і заготовки. Наукові основи дослідження температурних полів і температурних деформацій розпочаті в 40-х роках 20-го століття в роботі [14]. Були здійснені перші дослідження джерел тепла, температурних полів в верстатах та температурних деформацій окремих їх вузлів і деталей, а також заготовок при обробці. Розглянуто тепловий баланс різання, теплові потоки і теплові деформації заготовок різної форми. Експериментально визначені теплові коефіцієнти, необхідні для розрахунків: коефіцієнти тепловіддачі з поверхні циліндра, що обертається, і коефіцієнти теплопровідності стиків, характерних для верстатів.

Одними з перших робіт по тепловим процесам, що протікають у металорізальних верстатах є дослідження, приведені в [15]. Проведено ряд експериментів по визначенню коефіцієнтів тепловіддачі між деталями і вузлами верстатів, уточнені коефіцієнти теплопровідності стиків між ними.

Автор розглядає стаціонарний стан верстатів і їх основних елементів, хоча у тепловому моделюванні все ширше починають використовувати методи, які отримали розвиток у спряжених областях досліджень, наприклад, у динаміці механізмів і механічного руху. Це відноситься до методів модального аналізу [16].

В роботі [12] досліджувався вплив зовнішніх джерел теплоти (температури повітря в цеху та ін.) на теплові потоки і теплові деформації прецизійних верстатів. Вироблені рекомендації по уточненню коефіцієнтів тепловіддачі для деталей верстатів та оцінені співвідношення коефіцієнтів тепловіддачі природною конвекцією і випромінюванням в сумарному коефіцієнті тепловіддачі. Визначено коефіцієнти тепловіддачі випромінюванням для більшості покриттів верстатів. Показано, що температура повітря в цеху змінюється за законом, близькому до синусоїдального, з періодами близько доби і тижня. В той же час відзначається нестабільність теплових деформацій: в двох довільно вибраних верстатах навіть однієї моделі параметри можуть розходитися на 100% і більше.

Значний вплив на теплові процеси у працюючому верстаті мають джерела тепла, котрі розташовані у відповідальних його вузлах, наприклад у шпиндельних. Експерименти показують, що фактична температура опор шпинделя відрізняється від розрахункової, якщо не враховується тепло, що виникає від тертя у самих опорах. Це говорить про вплив топологічних факторів на процес теплоутворення і температурні деформації шпиндельних вузлів.

Закон температурних деформацій у часі носить експоненціальний характер [13]

$$\Delta l_{\tau} = \Delta l_0 (1 - e^{-\beta \tau}) \quad (1.3)$$

де Δl_0 – початкова величина деформації, мкм;

β – температурний коефіцієнт лінійного розширення;

τ – час дії теплового фактору, хв.

Одним з основних джерел утворення тепла у шліфувальних верстатах є шпindelьна бабка. Температура в різних точках верстата може відрізнятися на 10-60 °С, що викликає зміщення і перекиє осі шпindelя відносно осі заготовки [14].

Найбільш висока температура спостерігається у місцях розташування підшипників шпindelя. Температура шпindelів перевищує середню температуру корпусу вузла, в якому вони встановлюються.

Теплове діяння на шпindelьний вузол викликає ті ж наслідки, що й силоне діяння – деформацію деталі.

Звичайно теплоутворення у вузлах і механізмах точних і високоточних верстатів (у тому числі шліфувальних) може бути основним фактором, який визначає температурне поле і теплові деформації. Теплоутворення в процесі різання, за даними деяких дослідників [15], через малі припуски незначне, а вплив зовнішніх джерел тепла на точність обробки виключається системами стабілізації температури.

Зміщення шпindelя в результаті дії температури має не постійне значення і визначається частотами обертання шпindelя, часом роботи і режимами обробки. Так, при роботі токарно-револьверного верстату протягом 6 годин при частоті обертання 100 об/хв., зміщення шпindelя складає 80 мкм, а при частоті обертання 630 об/хв. – 96 мкм [16].

На положення осі шпindelя впливають температурні деформації корпусу шліфувальної бабки, обумовлені наявністю джерел тепловиділення (в тому числі додаткових). Цими джерелами можуть бути деталі електродвигуна, який вбудовано у шпindelьну бабку. При аксіальній схемі вентиляції зміщення шпindelя у вертикальній площині складає 45 мкм [17].

Зміщення шпindelя визначається різними причинами, в тому числі, варіантами фіксації шпindelьної бабки і зусиллям затяжки елементів, що кріплять її до станини. Керуючи цими параметрами можна майже вдвічі (з 16

до 9 мкм) знизити зміщення осі отвору для кріплення шпинделя [18].

В процесі роботи (нагріву) багатокругового шліфувального верстату швидкість переміщення лівої опори шпинделя (8 мкм/год.) менше переміщення правої опори (14 мкм/год.). У той же час швидкість переміщення центру передньої бабаки (2 мкм/год.) більше швидкості переміщення задньої бабки (0,8 мкм/год.) і змінюється за лінійним законом [19]. За отриманими даними можна визначити настроювані розміри діаметрів шийок заготовки.

Як показали дослідження [20], максимальні значення зміщення залежать від частоти обертання шпинделя і величини вильоту інструмента, причому при вильоті $l_i > 150$ мм є справедливою залежність

$$\Delta l_j = \Delta l_{j-1} \left(\frac{n_j}{n_{j-1}} \right)^{0,36}, \quad (1.4)$$

де $\Delta l_j, \Delta l_{j-1}$ – максимальне значення зміщення осі шпинделя на даному і попередньому режимах роботи, мкм;

n_j, n_{j-1} – частота обертання шпинделя на даному і попередньому режимах роботи, об/хв.

Характер температурних зміщень осі шпинделя визначається різною інтенсивністю теплоутворення і різністю середніх температур верхньої і нижньої стінок шпиндельної бабки, при цьому в основному мають місце зміщення, спрямовані вздовж осі у, спрямованої перпендикулярно до осі деталі.

Встановлено [21], що нерівномірність теплових деформацій верстата у передній і задній опорах шпинделя приводить до складного характеру зміщень. У початковий момент часу шпиндель зміщується у напрямку різального інструмента, що приводить до зменшення діаметру оброблюваної деталі. За 3 години роботи поле розсіювання значень діаметру деталі (при обробці партії деталей) не перевищує 30 мкм.

За результатами побудови діаграм (рис. 1.4) видно, що величина

температурних зміщень шпинделя знаходиться у діапазоні 30-107 мкм і залежить від моделі верстата, швидкості шпинделя і ряду других факторів.

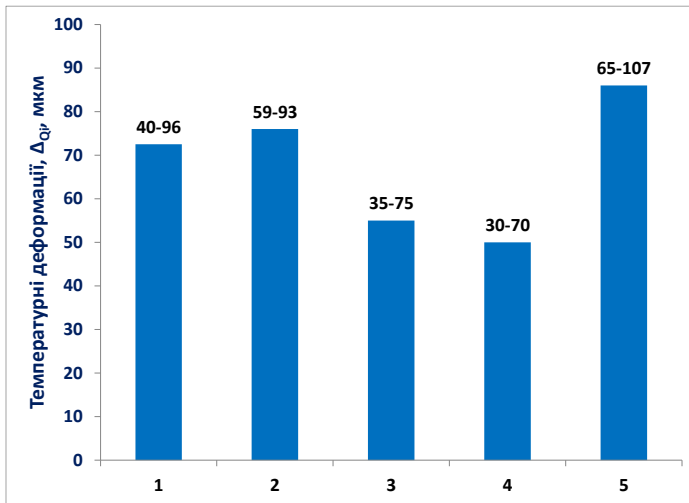


Рисунок 1.4 – Температурні зміщення шпинделя верстатів:

- 1 – токарних з ЧПК; 2 – вертикально-фрезерних; 3 – координатно-розточних; 4 – круглошліфувальних; 5 – круглошліфувальних багатокругових

Параметри точності деталей, отриманих обробкою на шліфувальних верстатах, також визначаються тепловими процесами, які в них проходять. Нагрів верстата, шліфувальної бабки, стола і других вузлів і деталей приводять до температурних деформацій, які тягнуть за собою зміну лінійних розмірів, а також форми поверхонь і їхнього розташування (рис. 1.5).

Визначити повну погрішність Σ_{Δ} , що обумовлена температурними деформаціями, складно. Для шліфування наближено приймають [14]

$$\Sigma_{\Delta} = (0,3-0,4)\Delta_{\Sigma}, \quad (1.5)$$

де Δ_{Σ} – сумарна погрішність обробки на даній операції.

При побудові розмірних ланцюгів круглошліфувального верстату за охоплюючу ланку може бути прийнята відстань від точки закріплення

шліфувальної бабки до осі оброблюваної заготовки. Замикаючою ланкою є розмір (діаметр) заготовки.

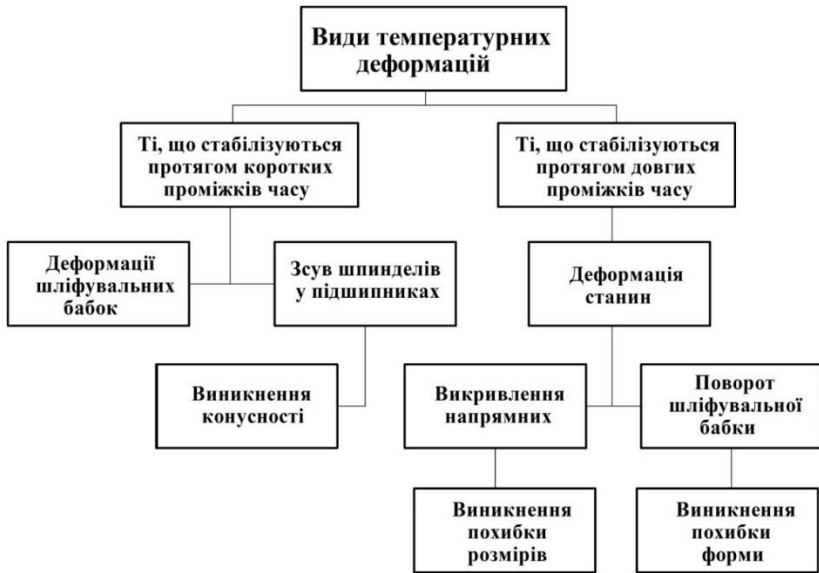


Рисунок 1.5 – Види температурних деформацій і їх роль у формуванні параметрів точності

Шліфувальна бабака, як правило, нагрівається швидше, ніж станина. З цієї причини у початковий період роботи діаметр заготовки зменшується.

У відомій роботі [14] при аналізі точності, що досягають на круглошліфувальному верстаті при обробці заготовки діаметром 80 мм, довжиною 500 мм при швидкості круга 35 м/с, швидкості заготовки 12 м/хв., глибині різання 0,01 мм і повздовжній подачі 8,8 ширини круга погрішності склали: від пружних деформацій – 20 мкм, від зносу круга – 42 мкм, від температурних деформацій – мінус 81 мкм.

Для круглошліфувальних верстатів лінійне зміщення осі шпинделя шліфувального круга відносно осі передньої і задньої бабок у результаті нагріву на холостому ходу протягом 60 хв. допускається 32-63 мкм, а кутове

зміщення 4 мкм на довжині для верстатів з установлюваним діаметром заготовок 100-800 мм [14]. Порівняльні результати аналізу теплових зміщень вузлів і деталей шліфувальних верстатів наведені у табл. 1.1.

Таблиця 1.1 – Температурні зміщення вузлів і деталей шліфувальних верстатів [41]

Вузли і деталі верстата	Зміна температури, °С	Вимірюваний параметр	Величина, мкм
Колона плоскошліфувального верстата	4-5	Кутове положення осі шпинделя	100/1000 мм довжини
Стіл плоскошліфувального верстата	2,5	Зміщення точок столу	2.5
Фланці шпинделя	$Q_c^* = 4000$ кДж	Кутове положення	20
Передня бабка круглошліфувального верстата	СЛ**	Відхилення від прямолінійності переміщення столу	4,5
Шліфувальна бабка круглошліфувального верстата	10	Зміщення точок передньої стінки шліфувальної бабки	18-21
	22	Зміщення точок бабки у бік заготовки	40
Q_c^* – кількість тепла, яка йде на нагрівання верстату; СЛ** – нагрівання сонячним променем			

В теперішній час при побудові теплових моделей металорізальних верстатів найбільше поширення отримали методи, що основані на рішеннях задач теплопровідності. При застосуванні цих методів дуже важливою є проробка і аналіз конструкції верстата.

Оскільки погрішність, що викликана тепловим зміщенням вузлів і деталей верстата, пропорційна їхньому тепловому стану, то для досягнення стабільної розмірної точності обробки в межах 10 мкм верстата слід

обладнувати системами управління і компенсації температурних погрішностей [29, 30].

Механізм корекції погрішності, викликані тепловими деформаціями верстата, представляється як скорочення і стабілізація просторових лінійних переміщень і поворотів систем координат, жорстко зв'язаних з деталями верстата, які входять у розмірні ланцюги, що визначають відносне положення робочих органів верстата, які несуть заготовку або різальний інструмент [31]. Однак ці системи можуть бути достатньо складними при розробці структури управління процесом обробки і побудови математичної моделі [32].

Відомі різні способи корекції погрішностей обробки, викликаних температурними деформаціями:

- спосіб корекції, оснований на нагріві інварового стержня;
- спосіб корекції температурних деформацій на основі непрямої оцінки шляхом вимірювання температури нагріву в характерних (заздалегідь визначених) точках на верстаті;
- спосіб корекції за допомогою пневматичних пристроїв;
- спосіб вимірювання корекції з використанням електричних рівнів;
- спосіб корекції з використанням пружно-силових приводів мікропереміщень;
- спосіб корекції з використанням магнітострикційного приводу;
- спосіб корекції з використанням теплового приводу;
- корекція з використанням керованої схеми охолодження шпинделя.

Вибір способу корекції погрішності викликаних температурними деформаціям залежить від різних факторів [33] (рис. 1.6).

Системи компенсації температурної погрішності може будуватися на її прогнозуванні [34]. Прогнозування температурних переміщень у верстатах дозволяє передбачати їх мінімізацію і є теоретичною базою для створення автоматизованих систем компенсації температурних погрішностей [35].

Спосіб зниження теплових деформацій шляхом зменшення їхнього рівня

ще не вичерпав себе [31].



Рисунок 1.6 – Способи зниження впливу теплових деформацій на верстаті [31]

Спосіб передбачає внесення потрібних змін у конструкцію верстата і його вузлів, а також, у техніку застосування МОР.

1.2 Аналіз теплового стану технологічних рідин металорізальних верстатів

У сучасних умовах значно зростає роль шліфування, як однієї з поширених фінішних технологічних операцій.

Шліфування відрізняється високою енергонасиченістю процесу, що визиває теплові деформації технологічної системи і викликає зниження точності обробки. Тепловий стан технологічних рідин відіграє значну роль у формуванні теплового поля верстата, тому зменшення теплового впливу технологічних рідин на елементи верстата потребує більш детального вивчення цього фактору.

Останнім часом питанням вивчення теплового впливу технологічних

рідин на протікання теплових процесів у технологічній системі металорізальних верстатів приділяється значна увага дослідників у різних частинах світу. Вивченню цього питання присвячена велика кількість робіт як закордонних, так і вітчизняних вчених. Незважаючи на різноманітні підходи і використану методологію досліджень дослідники єдині в оцінці значного впливу цього фактору на точність операцій шліфування.

Серед факторів, що викликають температурні похибки слід виділити тепловий стан технологічних рідин в елементах (підсистемах) гідросистеми верстата, гідроприводу подач, мащення, охолодження і застосування МОР.

Температура рідини в гідросистемі може змінюватися в залежності від етапу роботи протягом 300 хв. часу від 24 °С до 38 °С, що негативним чином може вплинути на точність обробки [36].

Температурні деформації верстатів залежать від величини, споживаної ними енергії і характеру її розподілу між елементами технологічної системи (рис. 1.7).

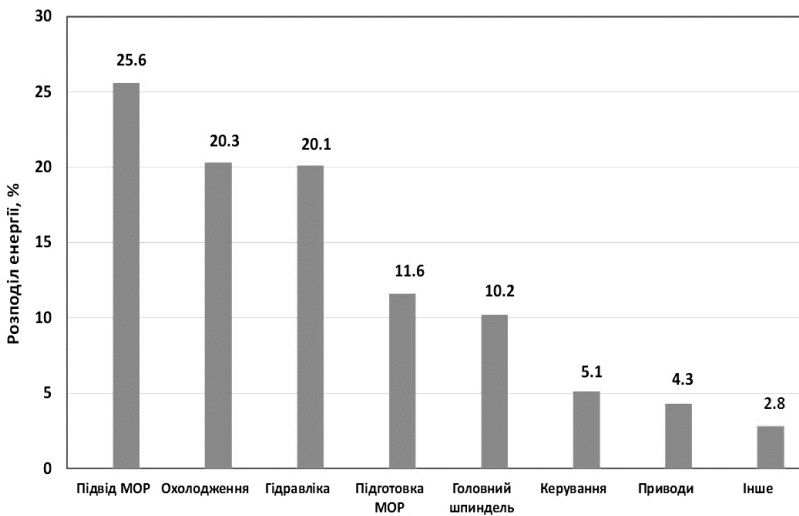


Рисунок 1.7 – Розподіл енергії, %, що використовується елементами технологічної системи обробного центру

Інформація з цього питання суперечлива. На думку деяких дослідників, основним споживачем енергії є шпindelний вузол [37], який споживає до 45,1% енергії, споживаної верстатом.

За даними інших джерел [38] основними споживачами енергії, що підводиться, є інші функціональні елементи верстата.

В роботі [39] виконане 3D-моделювання прецизійного шліфувального верстата з визначенням основних джерел тепла: лінійного приводу $Q = 13,23$ Вт; передача гвинт-гайка кочення $Q_{\text{гв}} = 13,23$ Вт/м²; привід обертального руху $Q = 22,4$ Вт; напрямні $Q = 1,9$ Вт.

Поля розподілу температур отримано з урахуванням температури навколишнього середовища 22°C і умови конвективного теплообміну. При підвищенні температури в парі гвинт-гайка кочення на 5°C, температура лінійних приводів збільшується на 0,8-1,5°C, а температура напрямних – на 0,9°C. Деформація елементів верстата з тепловим впливом і без нього практично одна і та ж і змінюється від 6,6 до 6,69 мкм.

Обсяг інформації про теплові процеси в гідросистемах металорізальних верстатів обмежений.

У гідросистемах верстатів гідравлічна енергія передається по трубах через гідроапаратуру до споживачів. При цьому певну кількість енергії перетворюється в теплову. Характер цього перетворення залежить від ряду факторів, у тому числі, від вязкісних властивостей рідини.

За функціональним призначенням гідросистема верстата може бути структурно розділена на декілька підсистем (наприклад, на чотири) [39]:

- підсистема гідроприводу, призначена для перетворення гідравлічної енергії в механічну роботу, яка використовується, наприклад, для затиску інструменту, повороту столу та інших рухів виконавчих механізмів;

- підсистема застосування МОР, що забезпечує її подачу в зону різання і оптимальні умови експлуатації технологічної системи;

- підсистема мащення, призначена для мащення напрямних, механічних

передач коробок швидкостей, підшипників і т. і.;

– підсистема охолодження, призначена для охолодження шпинделів і інших елементів верстата. Підсистема забезпечує можливість управління станом теплових потоків в верстаті і підвищення точності обробки (аж до прецизійної).

Встановлено, що елементи верстатів, пов'язані з експлуатацією технологічних рідин відрізняються значною енергонасиченістю. Крім того, встановлено структуру розподілу гідравлічної і теплової енергії в гідросистемі на різних етапах технологічного циклу роботи верстата (рис.1.8).

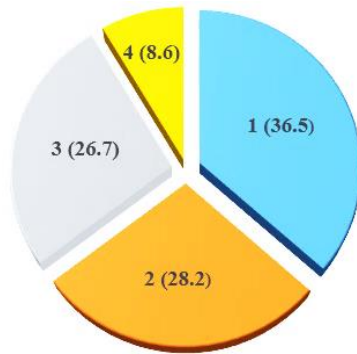


Рисунок 1.8 – Розподіл споживаної енергії, %, в елементах гідросистеми 5-ти координатного обробного центра: 1 – підсистема застосування МОР; 2 – підсистема мащення; 3 – підсистема охолодження; 4 – підсистема гідроприводу подач

Для підсистеми гідроприводу подач характерно наступне. Оскільки потужність втрат в системі перетворюється в тепло, температура рідини може значно підвищитися. При цьому знижується в'язкість самої рідини, що збільшує витік рідини і сприяє прогресуючому підвищенню температури за рахунок втрат енергії в результаті витоків. Підвищення температури тягне за собою окислення рідини, яке супроводжується подальшим зниженням в'язкості рідини, появою в ній смолистих включень і опадів.

Крім того, з підвищенням температури об'єм робочої рідини збільшується, причому приріст об'єму можна визначити за формулою:

$$\Delta V_{жс} = \alpha_{жс} \cdot V_{жс} \cdot \Delta t_{жс}, \quad (1.6)$$

де $\alpha_{жс}$ – температурний коефіцієнт об'ємного розширення рідини;

$V_{жс}$ – початковий об'єм рідини;

$\Delta t_{жс}$ – приріст температури рідини.

Приріст температури рідини на 1°C призводить до збільшення її об'єму на 0,07%. Перераховані чинники можуть стати однією з причин зміни просторового положення деталей гідроприводу і верстата в цілому.

Дуже важливим досить енергоємним елементом гідросистеми верстата є підсистема охолодження. Від її функціонального стану значною мірою залежить поведінка елементів верстата при обробці. У першу чергу це стосується шпиндельних вузлів і інших елементів.

Узагальнення даних [40] дозволило скласти класифікацію способів і техніки охолодження металорізальних верстатів (рис.1.9).



Рисунок 1.9 – Класифікація способів і техніки охолодження металорізальних верстатів

Термоелектричне охолодження вимагає пристроїв з малим числом рухомих частин, є більш гнучким і надійним і, отже, більше підходить для верстатів з високошвидкісної обробкою.

Конвективне охолодження забезпечується за рахунок випаровування при стисненні і адсорбції в повітряних або водяних конденсаторах. Однак це вимагає великих витрат для підготовки та обробки води.

Примусове охолодження з використанням холодильників, в яких циркулює охолоджуючий агент вимагає енергоємного обладнання. Теплові труби можуть трансформувати велику кількість тепла через простір з малими поперечними перетинами, однак їх можливості обмежені.

В результаті досліджень [41] встановлено зв'язок між споживаною енергією приводу головного руху, енергією, що витрачається системою охолодження і зміщенням базових точок обробного центру в залежності від тривалості обробки. Конструкція системи охолодження впливає на величину зміщення характерних точок, яке знаходиться в межах 3-35 мкм.

Дослідження теплового стану шліфувальної бабки [42] з гідростатичними підшипниками ($V_k=60$ м/с) показали, що при температурі навколишнього середовища 25°C, температура в різних точках бабки змінюється від 21,9 до 38°C, при цьому фронтальна поверхня бабки нагрівається до 30-35°C. Температура охолоджуючої рідини змінюється в межах від 18 до 27°C. Це призводить до деформації шліфувального шпинделя в межах 3,5-13 мкм.

Одним з джерел тепла, що визначає температурне поле і температурні деформації вузлів і деталей верстата, є МОР нагріта в зоні різання. Якимів А.В. і ін. [41], вважають, що МОР проходячи через зону різання нагрівається на 5...8 °C. Встановлено [43, 44, 45], що тепловий фактор МОР може негативно впливати на температурні деформації верстатів.

За даними [46] підвищення температури МОР в підсистемі її застосування призводить до відхилення осей шліфувальних шпинделів, що призводить

зміни кутового положення шліфувальних кругів. За деякими даними [47] вимірювання температури в елементах технологічної системи, що працює із застосуванням МОР, температура вище, ніж в технологічній системі, що працює без її застосування (рис. 1.10).

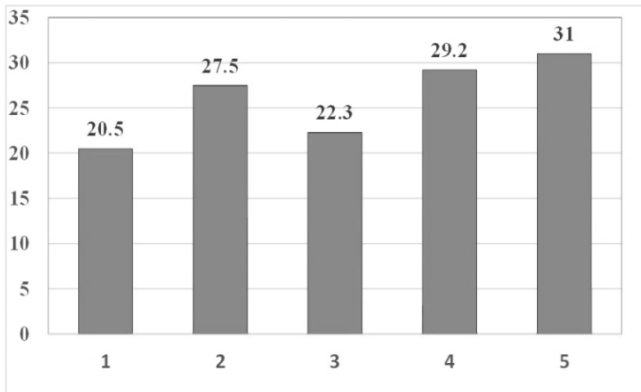


Рисунок 1.10 – Результати вимірювань температури елементів 5-ти координатного обробного центру після 7 години роботи: 1 і 2 – область, прилегла до зони різання, відповідно, обробка без і із застосуванням МОР; 3 і 4 – поворотний стіл, відповідно, обробка без і із застосуванням МОР; 5 – експлуатаційна температура МОР

При цьому це помітно у першу чергу в фазі нагріву системи. У фазі охолодження різниці між температурами елементів не так відчутна.

За результатами досліджень можна виділити заходи, що дозволяють знизити величину температурних деформацій верстатів і підвищити точність оброблених деталей.

Це можна зробити в тому числі і за рахунок правильної організації поглинання тепла, що генерується зоною різання, мастильно-охолоджувальної рідиною. Намічено шляхи зниження теплових впливів на МОР (рис. 1.11).

Проведений аналіз дає можливість визначити роль гідросистеми верстата в формуванні його теплового стану, а значить забезпечити отримання заданої точності обробки.

Тепловий стан робочих рідин підсистеми мащення повинен бути таким, щоб задовольняти нормативним вимогам у відповідності з яким температура у шпindelному вузлу для підшипників ковзання не повинна перевищувати 60°C , що забезпечує потрібну дововічність і мінімальне тертя в момент пуску шпindelя.



Рисунок 1.11 – Шляхи зниження теплового впливу на МОР при шліфуванні

Для підшипників кочення і підшипників ковзання шліфувальних верстатів вона не повинна перевищувати 70°C . Результати випробувань показують, що підшипники майже всіх типів при рості температури на $50-60^{\circ}\text{C}$ працюють дуже короткий час, а інколи одразу ж виходять з ладу.

В процесі експлуатації підсистем, що використовують робочі рідини (для мащення приводів подач, затисків та ін.) відбувається її розігрів до температури, при якій настає тепловий баланс. Однак часто відбувається порушення теплового балансу. Однією з причин такого явища є розігрів робочої рідини внаслідок дроселювання у прецизійних опорах із-за невірної вибору гідроапаратури, забрудненості рідини, неправильної технології виготовлення і інших причин.

Так, при діагностиці гідростанції металообробного центру «Ecoscut-1,3» (Німеччина) встановлено, що через 4,5 години роботи верстата температура робочої рідини у резервуарі досягла 75 °С. Після заміни гідрообладнання вдалося стабілізувати температуру і знизити її до 40 °С [49].

Температура робочої рідини гідростатичних напрямних планшайби за 8 годин роботи токарно-карусельного верстату може підвищитися з 15 до 35°С. При цьому, характер зміни температури рідини відповідає зміні температури планшайби [50].

1.3 Аналіз впливу теплового стану охолоджуючих засобів на температурні деформації елементів верстату

Оскільки робота на сучасних верстатах з високими швидкостями і подачами супроводжується значним тепловиділенням, то існує необхідність застосування різних способів і пристроїв, котрі повинні зменшити тепловиділення і температурні деформації деталей і вузлів верстатів.

Звичайно використовується повітряне і рідинне охолодження. Ефективна конструктивна схема повітряного охолодження вузлів верстата (наприклад, шпindelного вузла) дозволяє знизити і вирівняти температуру опорних стінок шпindelної бабки, в результаті чого температурний зсув шпинделя відбувається рівномірно без перекосів. Це дає можливість знизити погрішність форми оброблюваної заготовки, яка виникає в результаті температурних деформацій елементів шліфувальної бабки [48].

Відомо, що підвищення температури в підсистемах живлення (мащення) гідростатичних і гідродинамічних опор приводить до появи теплових деформацій вузлів верстата, які змінюють взаємне розташування робочих органів і знижують точність обробки. Встановлено [49], деформація планшайби і основи стола токарно-карусельного верстата із-за різниці температур набувають чашоподібну форму.

Дослідження [46] показали, що теплові деформації по радіусу планшайби

корелюють з деформаціями за розмірами і формою з оброблюваними заготовками, причому, деформація планшайби визначається температурою робочої рідини (і часом роботи верстата).

Використання верстата 3M153A на холостому ході протягом 1-ї години показали [53], що в результаті нагрівання робочої рідини у передній гідродинамічній опорі при робочому зазорі 20 мкм температура корпусу шліфувальної бабки зросла від 26 до 48 °С і корпус розширився по осі у (у бік від заготовки) на 40 мкм.

Зміна конструкції шпиндельного вузла дозволяє на 25% знизити температуру корпусу шліфувальної бабки [43].

МОР є одним з найбільш значним джерелом передачі верстату тепла, що генерується зоною різання. Нагрів частин верстата відбувається нерівномірно, що приводить до зміни положення бабок, станини, стола, шпинделя. Цей процес є особливо значущим для особо точних верстатів, які виконують фінішні операції, в тому числі і шліфування.

В роботі [50] встановлено, що МОР Укринол-1, яка застосовувалася, не завжди сприяє відчутному зниженню температурних деформацій інструмента.

При шліфуванні із застосуванням МОР температуру деталі визначають за відношенням [151]

$$t_o = (t_{MOP} + 1,5) \pm 1 \quad (1.7)$$

де t_{MOP} – температура МОР, °С .

Слід зауважити, що це представлення значно спрощене [14]. В роботі [51] приводяться відомості, що у круглошліфувальному верстаті при обробці заготовки з розмірами 240X600 мм, до 80% потужності різання йде на нагрів МОР, причому, як правило, застосування МОР підвищує середньозважену надлишкову температуру верстату.

Вплив температури МОР на точність обробки на металорізальних верстатах досліджено у роботі [52]. Для кожної з груп верстатів отримані

графіки, що відображають температурний стан МОР і деформації столів, напрямних і деяких інших деталей. Однак сумісна дія температури МОР і інших технологічних рідин на температурні деформації круглошліфувальних верстатів практично не досліджувалася.

Погрішності, що виникають при обробці на круглошліфувальних верстатах, викликані різними причинами. Так, виникнення конусності пов'язане зі зміщенням осі шпинделя бабки під впливом нагріву підшипників. Викривлення напраних стола і поворот шліфувальної бабки можуть з'явитися із-за нерівномірного нагріву станини в результаті неоднозначного впливу на різні ділянки станини, стола, шліфувальної бабки мастильно-охолоджуючих рідин, а також охолоджуючого вентиляційного ефекту, викликаного обертанням шліфувального круга.

При різних температурах поверхонь станини відбувається їх неоднакова деформація, що приводить до повороту стола і, як наслідок, до поступового збільшення діаметра заготовки, що обробляється.

Як показали дослідження [56], з підвищенням температури МОР з 20 до 30 °С збільшується непаралельність Δ_i (на 40 мкм) у вертикальній і горизонтальній (на 10 мкм) площинах. Це негативно впливає на теплостійкість торців оброблюваних кілець підшипників.

Проведені експерименти [166] дозволили отримати залежності сумарного кутового положення торців кругів (мм)

$$\Delta_{кр} = 0,25 \cdot 10^{-3} (\Delta t_o)^2, \quad (1.8)$$

$$\Delta_{кр} = 0,4 \cdot 10^{-3} (\Delta t_o)^2, \quad (1.9)$$

де Δt_o і Δt_o – надлишкова температура МОР, °С, в основному і додатковому баках, відповідно.

Автор статті [53], проаналізувавши всі складові теплового потоку, прийшов до висновку, що найбільша нестабільність забезпечення паралельності торців кілець підшипників пов'язана з теплом, що надходять до

верстата з системи подачі МОР, причому в процесі обробки 85% тепла переходить в МОР, 10% - в елементи верстата, а 5% – в заготовку.

Встановлено [26], що при циклічній подачі МОР, в момент відключення подачі на 10 хв., деформація окремих точок шліфувальної бабки збільшується на 10 мкм, а при відновленні подачі починає інтенсивне зменшуватися. Для усунення цього недоліку вносять зміни в конструкцію шліфувальної бабки.

Однак внесення змін в конструкцію шліфувальної бабки з метою зменшення її короблення достатньо складно, хоча і ефективно. При цьому важливе значення має характер її кріплення [54].

Значний вплив на точність переміщення шліфувальної бабки надає погрішність гвинта подачі. В окремих конструкціях, в яких довжина робочої ділянки занадто велика, похибка може становити 0,03-0,05 мм [15].

Часте вмикання і вимикання подачі МОР при роботі верстата приводить до знакозмінних деформацій, що утруднює їхню компенсацію або усунення.

Як показують дослідження, при шліфуванні з подачею МОР протягом 14 хвилин, передня і задня частини корпусу шліфувальної бабки, в результаті розбризування МОР стискалися (у бік від деталі), відповідно, на 13 і 3 мкм. Для зменшення розбризування МОР при охолодженні зони різання застосовували куски льоду [39]. Однак вказаний метод затратний і потребує оснащення верстатів морозильними камерами. Практично вперше була зроблена спроба підійти до проблеми комплексно і врахувати вплив теплового стану засобів охолодження і робочої рідини гідродинамічних опор шпинделя.

Одним із засобів зменшення теплового впливу МОР на деталі і вузли верстата за рахунок зменшення їхнього контакту є використання способів і техніки подачі мінімальної кількості МОР в зону різання [55].

Вказаний метод може мати обмежене застосування, особливо при операціях шліфування зі зняттям великих припусків, при врізному шліфуванні, тощо, коли для підтримання оптимального теплового режиму потребується рясне охолодження МОР.

Внаслідок невисокої теплопровідної здатності резервуара індивідуальної підсистеми застосування МОР температура МОР може перевищувати температуру навколишнього середовища в процесі роботи на 20 °С і більше. в залежності від потужності шліфування, тривалості роботи верстата [56].

Для отримання деталей з мінімальною геометричною погрішністю необхідно забезпечити стабільність положення у просторі круга під час обробки, що здійснюється завдяки виконанню умови: температура МОР повинна бути близькою до температури навколишнього середовища [166].

Температура МОР при роботі з індивідуальним резервуаром може бути знижена за рахунок збільшення його тепловідвідної поверхні або застосуванням різних теплообмінників. Кожний з цих способів має свої переваги і недоліки. Необхідно керувати тепловими потоками у верстаті, відводячи їх від найбільш відповідальних деталей, локалізуючи і ізолюючи їхні джерела (в тому числі МОР).

Досвід експлуатації круглошліфувальних верстатів дозволив розробити рекомендації по зниженню температурних деформацій. До таких рекомендацій можна віднести наступне:

- винесення за межі станини резервуарів для МОР, робочих рідин гідроприводу елементів верстатів, підсистеми мащення шпинделя шліфувальної бабаки і напрямних;
- винесення за межі станини електрообладнання верстату;
- удосконалення конструкції шліфувальної бабки;
- застосування для мащення підшипників шпинделя шліфувальної бабки мастил з меншою в'язкістю та ін.

Ці заходи дадуть певний результат, однак недостатній, особливо для верстатів класу точності «А». При налагодженні цих верстатів встановлено, що для отримання потрібної точності деталей і стабільності розмірів слід значно знизити температурні деформації деталей і вузлів верстату.

2 ДОСЛІДЖЕННЯ ДЖЕРЕЛ ТЕПЛОВИДІЛЕННЯ В ШЛІФУВАЛЬНИХ ВЕРСТАТАХ

2.1 Аналіз теплових потоків, що діють на шліфувальну бабку круглошліфувального верстату

Як уже сказано вище, точність обробки деталей на круглошліфувальних верстатах великою мірою визначається загальною кількістю тепла, що виділяється в кінематичних парах під час роботи верстатів, і тепла з навколишнього середовища.

Це обумовлене тим, що в результаті дії теплових деформацій взаємне розташування деталей і вузлів, у тому числі, і шліфувальної бабки (ШБ) – важливішого елемента конструкції верстата, змінюється в просторі.

Шліфувальна бабка, з однієї сторони, є одним з джерел тепла, причому більш висока температура спостерігається в зоні розташування підшипників шпинделя шліфувального круга.

З іншого боку, шліфувальна бабка сприймає теплові потоки та потоки охолодження від інших джерел. При цьому швидкість нагріву шліфувальної бабки в перші 4 години роботи круглошліфувального станка в 2 рази більше, чим швидкість нагрівання станини.

Температура в різних точках корпусу шліфувальної бабки може змінюватися в межах 10-50°C. Температура шпинделя може становити на 30-40% вище середньої температури корпусної деталі, в якій вона змонтована.

Крім того, аналіз схем теплових потоків нагріву та охолодження (рис. 2.1) показує, що найбільш важливі джерела тепла, яке підводиться до корпусу шліфувальної бабки, є [58]:

- теплота, що виділяється в лівому (ЛП) і правому (ПП) підшипниках шпинделя;
- теплота, що виділяється в напрямних Н1 і Н2;

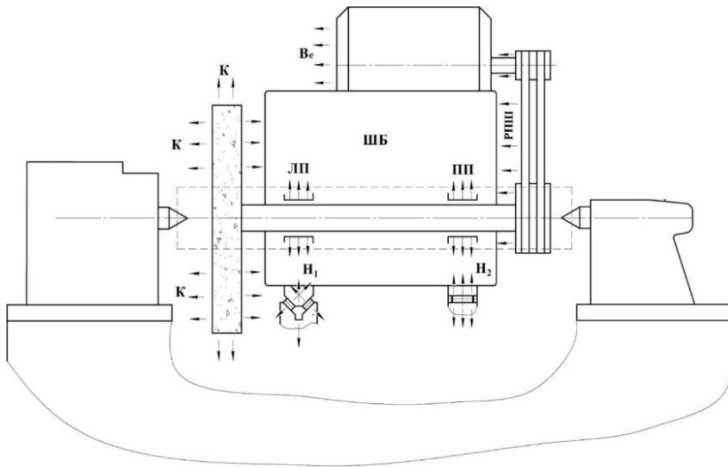


Рисунок 2.1 – Схема дії потоків нагріву та охолодження на шліфувальну бабку в технологічній системі круглошліфувального верстата

- теплота, виділяється в зоні різання ЗР;
- теплота, яку отримує корпус шліфувальної бабки в результаті дії нагрітої МОР на її передню (лицеву) стінку;
- теплота з потоку повітря, що відводиться системою вентиляція електродвигуна приводу шліфувального круга;
- теплота (потік охолодження) з потоку повітря, виникаючого від обертання шківа та руху приводних пасів приводу шліфувального круга;
- теплота від вентиляційного ефекту, що циркулює під кожухом шліфувального круга в результаті його обертання з високою окружною швидкістю;
- теплота (охолодження), що поступає від шківа пасової передачі приводу шліфувального круга, встановленої на вихідному кінці шпинделя та ін.

Рівняння балансу теплових потоків, що діють на шліфувальній бабці, має вид:

$$Q_{\Sigma} = Q_{\text{під}} + Q_{\text{МОР}} + (-)Q_{\text{Σвод.к}} + (-)Q_{\text{РП}} + Q_{\text{НАП}} + Q_{\text{ок.сп}}, \quad (2.1)$$

де Q_{Σ} – загальна кількість теплоти, що сприймається шліфувальною бабкою;

$Q_{\text{під}}$ – потік тепла, що поступає в бабку з робочої рідини підсистеми мащення підшипників шпинделя шліфувального круга;

$Q_{\text{МОР}}$ – потік тепла, що поступається в бабку в результаті її контакту з розлади МОР;

$Q_{\Sigma_{\text{вод.к}}}$ – потік тепла (охолодження), утворений повітряними потоками, що утворюються в результаті обертання шліфувального круга;

$Q_{\text{РП}}$ – потік тепла (охолодження), утворений повітряними потоками, що виникають в результаті роботи пасової передачі приводу шліфувального круга;

$Q_{\text{НАП}}$ – потік тепла, що утворюється в результаті тертя у напрямних;

$Q_{\text{ок.ср}}$ – потік тепла, що поступає в шліфувальну бабку з навколишнього середовища.

Аналіз дій джерел тепла в круглошліфувальному верстаті показує, що найбільш інтенсивним з них є тепло, що утворюється у зоні різання.

Кількість виділеного в зоні різання тепла (кДж) протягом часу шліфування (год.) визначається за формулою

$$Q_{\text{ш}} = 3600Nt, \quad (2.2)$$

де N – ефективна потужність шліфування, кВт;

t – поточна температура у зоні різання, °С.

Параметри точності верстатів у багатьох випадках визначають тепловий стан шпиндельного вузла в процесі обробки, який залежить від температурних полів та викликаних ними температурних деформацій [59]. Тепловиділення регламентується допустимим нагрівом підшипників. Для верстатів класу точності П, В, А та С допустима температура нагріву підшипників становить 48, 38, 32 та 25°С, відповідно [60].

Найбільш висока температура має місце в зоні розташування підшипників шпинделя. Теплоутворення в підшипниках шпинделя шліфувального круга залежить від інтенсивності теплообміну з суміжними елементами технологічної системи та навколишнього середовища. Нагрів

масла в підшипниках шпинделя залежить від питомої теплоємності та густини мастила, його витрати та втрат потужності на тертя [61].

Кількість теплоти, що передається від підшипників у шпиндель і корпус шліфувальної бабки, залежить від, з однієї сторони, від теплоємності останніх, а з другої сторони – від умов роботи підшипників і, особливо, від в'язкості та товщини шару мастила. При цьому прийнято вважати, що 30% виділеного тепла передається в шпиндель, а решта – в корпус бабки. У зв'язку з тенденцією підвищення швидкості обертання шліфувального круга, важливішим критерієм становляться мінімальні втрати потужності, які визначають теплоутворення у шпindelних вузлах [62].

Теплоутворення в одиниці часу у підшипниках ковзання визначає втрату потужності на тертя і може бути розраховано за формулою

$$Q_{\text{під}} = M_{\text{тр}} \omega_{\text{ш}} / 60, \text{ Вт} \quad (2.3)$$

де $M_{\text{тр}}$ – сумарний момент в шарі мастила підшипників, Н · м;

$\omega_{\text{ш}}$ – кутова швидкість шпинделя, с⁻¹.

Нагрів масла в підшипниках визначається за формулою

$$\Delta t = \frac{Q_{\text{під}}}{c\rho Q_{\text{рід}}} \quad (2.4)$$

де $Q_{\text{під}}$ – теплота, що виділяється у підшипниках, Вт;

c, ρ – питома теплоємність и густина робочої рідини; для мінерального масла $c=1,7 \cdot 10^6$ Дж/(м³ · °С);

$Q_{\text{рід}}$ – потрібна витрата робочої рідини, м³/с.

Аналіз графіків на рис. 2.2 показує, що збільшення швидкості різання з 10 до 100 м/с призводить до збільшення виділення тепла в підшипниках більш, ніж у три рази у порівнянні з швидкостями 50-60 м/с. Збільшення швидкості круга з 50 до 100 м/с призводить до збільшення кількості виділеного тепла в 1,6 рази. Збільшення врізної подачі у 2 рази збільшує кількість виділеного тепла в підшипнику в 1,4 рази. Рух у напрямних стола супроводжується тертям, що є причиною виділення тепла.

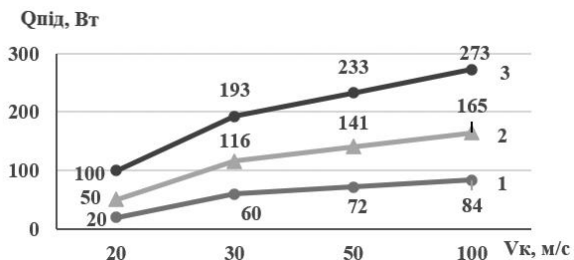


Рисунок 2.2 – Вплив швидкості шліфувального круга та врізної подачі на теплоутворення в підшипнику шпинделя; характеристика круга: 14A25HC26B5; $D_k = 300$ мм; $H_k = 20$ мм; 1, 2, 3 – врізна подача при $V_n = 2, 3, 4$ мм/хв, відповідно

Це може бути в момент використання форсованих подач. Попередні розрахунки показують, що кількість тепла, що виділяється в ущільненнях штока і поршня гідроциліндра приводу стола, набагато менше тепла, що виділяється за рахунок тертя в напрямних стола.

Теплота, що виділяється в напрямних стола, визначається за формулою

$$Q_{\text{нап}} = G_n S_n V_n f_{\text{тн}}, \quad (2.5)$$

де G_n – тиск в напрямних, МПа;

S_n – площа робочих поверхонь напрямних, м²;

V_n – швидкість переміщення в напрямних, м/с;

$f_{\text{тн}}$ – коефіцієнт тертя в напрямних.

Теплота, що виділяється у направляючих кочення шліфувальної бабки в кілька разів менше, чим у направляючих ковзання. Важливо враховувати вплив стиків у напрямних на температурне поле, що сприяє нерівномірному нагріву контактуючих поверхонь [7].

Кількість теплової енергії, що виділяється за рахунок тертя у напрямних при поступальному переміщенні шліфувальної бабки, можна визначити за спрощеною формулою

$$Q_N = F_T V_{\text{шб}} \quad (2.6)$$

де F_T – сила тертя (тягова сила) в напрямних, Н;

$V_{шб}$ – швидкість руху шліфувальної бабки по напрямних, м / с.

У загальному випадку, сила тертя визначається підсумовуванням сил тертя на всіх гранях напрямних під дією реакцій на кожную грань.

Тягове зусилля визначається як сума сил подачі P_y , і сумарною сили тертя.

Спрощена формула для розрахунку тягового зусилля має вигляд [63]

$$F_T = P_y + 3F_{T_0} + \frac{3f_k}{d} N_\Sigma, \quad (2.7)$$

де P_y – радіальна складова сили різання, Н;

F_{T_0} – початкова сила тертя на одній грани напрямних (при відсутності зовнішнього навантаження), $F_{T_0}=4\dots5$ Н;

f_k – коефіцієнт тертя в напрямних кочення, $f_k=0,001$ см для чавунних напрямних, $f_k=0,0025$ см для сталевих напрямних;

d – діаметр тіл кочення, контактуючих з гранями напрямних, $d=0,07\dots0,1$ м;

N_Σ – сумарне нормальне навантаження на напрямні.

Сумарне нормальне навантаження на напрямні можна визначити за формулою

$$N_\Sigma = P_z + G_z, \quad (2.8)$$

де P_z – тангенціальна складова сили різання, Н;

G_z – сила ваги бабки в зборі з урахуванням ваги її корпусу, шпинделя, шківів, шліфувального круга, планшайби і підшипників, Н.

Аналіз графіків на рис. 2.3 побудованих за викладеною методикою підтверджує факт мінімального виділення тепла в напрямних шліфувальної бабки.

Досвід експлуатації верстатів показує, що важливим є матеріал напрямних – як з точки зору їх зносу, так і з точки зору тягового зусилля. Дослідження свідчать про те, що середньорічний знос напрямних з епоксидного компаунда на ділянці максимального зносу дорівнює 6,6 мкм, а сполучених з ним напрямних з чавуну – 4,2 мкм.

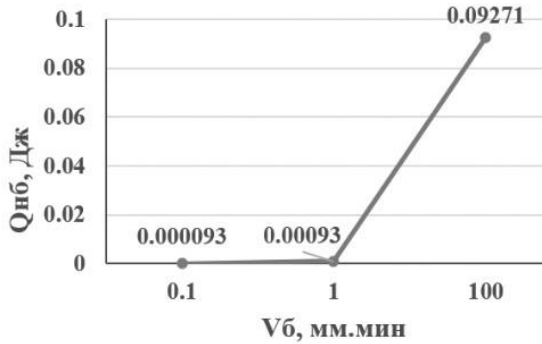


Рисунок 2.3 – Вплив швидкості переміщення на кількість тепла, що виділяється в напрямних шліфувальної бабки

Отже, застосування компаунду в напрямних практично не збільшує зносостійкості рухомої пари.

Середньорічний знос напрямних із фторопласту на ділянці максимального зносу дорівнює 2,4 мкм, а сполучених з ним напрямних з чавуну – 1,4 мкм. Таким чином, застосування у напрямних наповненого фторопласту зменшує сумарний середньорічний знос напрямних на 40%.

Результати випробувань точності переміщень шліфувальної бабки з напрямними з наповненого фторопласту і шліфувальної бабки на сталевих напрямних (з роликками) ідентичні.

В електродвигуні втрати енергії виникають за рахунок активного опору обмоток, в стали при зміні магнітного потоку в магнітопроводі. Крім того, слід враховувати механічні втрати на тертя в підшипниках і тертя об повітря обертових частин. Ці складові перетворюються в теплову енергію, яка витрачається на нагрів двигуна і навколишнього середовища.

Кількість тепла, що виділяється електродвигуном за час τ визначиться

$$Q_{B_3} = 0,24 \sum N_3 \tau, \quad (2.9)$$

де $\sum N_3$ – сумарні втрати потужності в електродвигуні: $\sum N_3 = \left(\frac{100-\eta_3}{100} \right) N_3$, де

η_3, N_3 – ККД і потужність електродвигуна верстата, відповідно.

Рух приводного пасу і шків клинопасової передачі сприяє охолодженню правої бічної стінки корпусу шліфувальної бабки, що викликає його викривлення.

Потік тепла від пасової передачі в шків шпинделя можна визначити, знаючи зв'язок між потужностями на відомому і ведучому валах передачі, тобто, $N_{пп} = \eta_{рп} N_3$, где $\eta_{рп}$ – КПД клинопасової передачі.

С врахуванням цього

$$Q_{пп} = \left(\frac{100 - \eta_{рп}}{100} \right) N_{рп} \tau, \quad (2.10)$$

де τ – час роботи передачі.

При обдуві бічної стінки шліфувальної бабки потоками повітря від руху елементів клинопасової передачі (зокрема шківів) тепло, що сприймається (втрачається) цією поверхнею можна визначити за формулою:

$$Q = \alpha F (t_c - t_b) \quad (2.11)$$

де t_c – середня по поверхні температура стінки, °С;

t_b – температура повітря вдалині від шліфувальної бабки, °С;

F – площа поверхні бабки, через яку здійснюється теплообмін, м²;

α – коефіцієнт теплопередачі конвекцією.

Теплообмін поверхні стінки інтенсифікується за рахунок підвищення швидкості її обдування. Для розрахунку за формулою (2.11) необхідно знати значення коефіцієнта α .

Використовуючи дані дослідження [64] з експериментального визначення параметрів обдуву поверхні (площу, порівняної з бічною поверхнею шліфувальної бабки) диском (з діаметром, порівняним з діаметром веденого шківів клинопасової передачі) отримано формулу

$$\alpha = 0,271 \lambda_b \left(\frac{\pi \omega_{ш}}{v_b} \right)^{0,6} D_{ш}^{0,2} \quad (2.12)$$

де λ_b – коефіцієнт теплопровідності навколишнього середовища, Вт/(м·К);

$\omega_{\text{ш}}$ – кутова швидкість обертання шківів, 1/с;

$D_{\text{ш}}$ – зовнішній діаметр шківів, м;

$\nu_{\text{в}}$ – кінематична в'язкість навколишнього середовища, м²/с.

З урахуванням (2.11) і (2.12) отримано формулу для розрахунку кількості тепла, що розсіюється бічною поверхнею шліфувальної бабки, в результаті обдуву потоками повітря, що генеруються шківом клинопасової передачі

$$Q = 0,271 F \lambda_{\text{в}} D_{\text{ш}}^{0,2} \left(\frac{\pi \omega_{\text{ш}}}{\nu_{\text{в}}} \right)^{0,6} (t_{\text{с}} - t_{\text{в}}) \quad (2.13)$$

Вентилюючи потоки повітря всередині кожуха шліфувального круга можуть охолоджувати не тільки кожух, а й ліву бічну стінку корпусу шліфувальної бабки.

Вплив потоку тепла (охолодження) всередині кожуха шліфувального круга можна моделювати в залежності від етапу циклу шліфування.

На етапі завантаження заготовки (відсутність процесу шліфування) МОР в зону різання не надходить і на шліфувальну бабку діє повітряний потік, створений кругом.

У разі обертання шліфувального круга він відчуває опір, пов'язаний з тертям повітря об поверхню круга і повідомленням повітря обертового руху, яке формує повітряні потоки всередині кожуха. При цьому, величина сили тертя залежить від конструкції кожуха. Якщо стінки кожуха розташовані близько до торців шліфувального круга, рух повітря може бути мінімізований.

Робота, витрачена на обертання круга в повітрі (вентиляцію) змінюється пропорційно кількості повітря, і наданої йому кількості кінетичної енергії.

Відповідно потужність, витрачена на створення вентиляційного потоку кругом, визначається за формулою

$$N_{\text{вв}} = \frac{c D_{\text{к}}^5 n^3}{V_{\text{в}}} \quad (2.14)$$

де $D_{\text{к}}$ – діаметр шліфувального круга, см;

n – частота обертання круга, 1/хв;

$V_{\text{в}}$ – питомий об'єм повітря, м³/кг;

c – емпіричний коефіцієнт, $c = 0,005$.

Тепло, що виділяється при обертанні шліфувального круга можна визначити за формулою

$$Q_{\text{ВВ}} = N_{\text{ВВ}} \tau_3 = \frac{c D_K^5 n^3}{V_y} \tau_3 \quad (2.15)$$

де τ_3 – сумарний час завантаження заготовок при шліфуванні їх партіями.

Сумарну потужність, що витрачається на подолання тертя шліфувального круга об повітря можна визначити [65] за формулою

$$N_{\text{ВВ}} = \pi c_{\text{В}} \rho_{\text{В}} v_{\text{К}} R_{\text{К}}^4 (0,2 + H_{\text{К}}), \quad (2.16)$$

де $c_{\text{В}}$ – коефіцієнт опору (тертя) повітря, для проведення орієнтовних розрахунків $c_{\text{В}}=0,01$ [67];

$\rho_{\text{В}}$ – густина повітря, кг/м³;

$v_{\text{К}}, R_{\text{К}}, H_{\text{К}}$ – швидкість, радіус і висота шліфувального круга.

Тепло, яке може утворитися в результаті подолання тертя шліфувального круга об повітря за рахунок потужності, яка визначається формулою (2.16) визначиться

$$Q_{\text{К}} = [\pi c_{\text{В}} \omega_{\text{К}} R_{\text{К}}^4 (0,2 + H_{\text{К}})] \tau, \quad (2.17)$$

де $\omega_{\text{К}}$ – кутова швидкість шліфувального круга, 1/с;

τ – час обертання шліфувального круга, с.

За формулою (2.13) можна розрахувати тепло, що розсіюється протилежною стінкою шліфувальної бабки в результаті обдування її потоками повітря, що генеруються шліфувальним кругом на етапі завантаження і розвантаження деталей.

Аналіз графіків на рис. 2.4 показує, що інтенсивність охолодження потоками повітря від шліфувального круга зі збільшенням його швидкості і діаметра збільшується майже в 8 разів.

$$Q_{\text{МОР}} = k_{\text{ш}} Q_{\text{ш}}, \quad (2.18)$$

Однак цей процес охолодження частково нівелюється попаданням в кожух нагрітої МОР, яка, навпаки, нагріває цю бічну стінку.

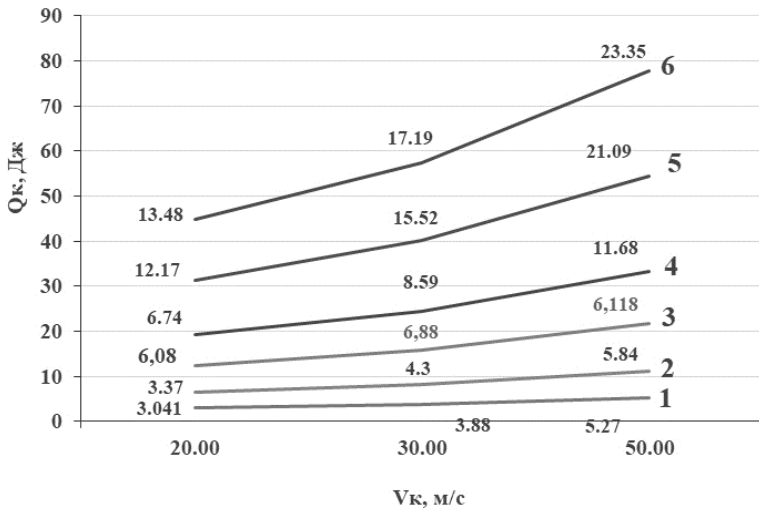


Рисунок 2.4 – Вплив швидкості шліфувального круга на кількість тепла, що розсіюється кругом: 1, 3, 5 і 2, 4, 6 для діаметрів круга 300 і 500 мм; різниця температур для кривих 1, 2, 3 і 4, 5, 6, відповідно, $\Delta t = 0,5; 1,0; 2,0$ °C

Кількість тепла, що переходить в МОР можна визначити з співвідношення

$$Q_{\text{МОР}} = k_{\text{ш}} Q_{\text{ш}}, \quad (2.18)$$

де $k_{\text{ш}}$ – коефіцієнт, який визначається схемою шліфування, наприклад, при торцевому двосторонньому шліфуванні приймають $k_{\text{ш}}=0,85$ [66].

Нагріта МОР може потрапляти й на передню (лицьову) стінку корпусу шліфувальної бабки, нагріваючи її. В результаті зміни температури стінок під дією нагрітої МОР відбувається їх деформація, що змінює просторове положення всієї шліфувальної бабки, а це, в свою чергу, знижує точність шліфованих деталей.

На етапі шліфування МОР подається в зону різання і контактуючи з кругом, розбризкується у вигляді аерозолу в кожусі шліфувального круга на бічну сторону шліфувальної бабки. Якщо система застосування МОР забезпечує стабілізацію її температури, то сумарне тепло визначається

потужністю, що витрачається на подолання сили тертя МОР об шліфувальний круг, потужністю, витраченої на розпорошення МОР і часом шліфування.

При цьому повна теплота з врахуванням (2.17) визначиться за залежністю

$$Q = \left[\rho_{\text{МОР}} v_{\text{к}} R_{\text{к}}^2 Q_{\text{МОР}} \left(\frac{v_{\text{к}} R_{\text{к}} Q_{\text{МОР}}}{v_{\text{МОР}}} \right)^{\frac{1}{3}} + 0,5 \rho_{\text{МОР}} v_{\text{к}}^2 R_{\text{к}}^2 Q_{\text{МОР}} \right] \tau_{\text{різ}} =$$

$$= \left[\left(\frac{v_{\text{к}} R_{\text{к}} Q_{\text{МОР}}}{v_{\text{МОР}}} \right)^{\frac{1}{3}} + 1,5 \right] \rho_{\text{МОР}} v_{\text{к}}^2 R_{\text{к}}^2 Q_{\text{МОР}} \tau_{\text{різ}}, \quad (2.19)$$

де $Q_{\text{МОР}}, v_{\text{МОР}}$ – витрата і кінематична в'язкість МОР;

$\tau_{\text{різ}}$ – сумарний час обробки партії заготовок.

Тепло, передане, МОР оцінюється виразом (2.18), з якого видно, що кількість теплоти залежить від температури МОР і тепловіддачі. З формули (2.13) видно, що тепловіддача прямо пропорційна коефіцієнту λ теплопровідності середовища, що омиває стінку. Це середовище на етапі шліфування є газоповітряна суміш (аерозоль) з характеристиками, що сильно відрізняються від характеристик середовища в разі обдування повітрям. Коефіцієнт теплопровідності повітря $\lambda_{\text{в}} = 0,0257 \frac{\text{Вт}}{\text{м}\cdot\text{К}}$, а води – $\lambda_{\text{вд}} = 0,598 \frac{\text{Вт}}{\text{м}\cdot\text{К}}$, що більш ніж в 20 разів більше. Це в значній мірі інтенсифікує процес передачі тепла в порівнянні з обдувом повітрям, що ілюструється графіками на рис. 2.5.

Шліфувальна бабка деформується також за рахунок впливу потоку повітря, створюваного системою охолодження (крильчаткою) електродвигуна приводу шліфувального круга на верхню площину шліфувальної бабки, на якій встановлений електродвигун.

Як, видно, з графіків інтенсивність обдуву залежить значною мірою від швидкості обертання шліфувального круга. На рисунку показані графіки зміни кількості теплоти, що розсіюється бічною поверхнею шліфувальної бабки в результаті обдування потоками повітря, що генеруються кругом, який обертається. Я видно з графіка на рис. 2.5, кількість теплоти, що розсіюється стінкою, пропорціональна різниці температур між стінкою та повітрям.

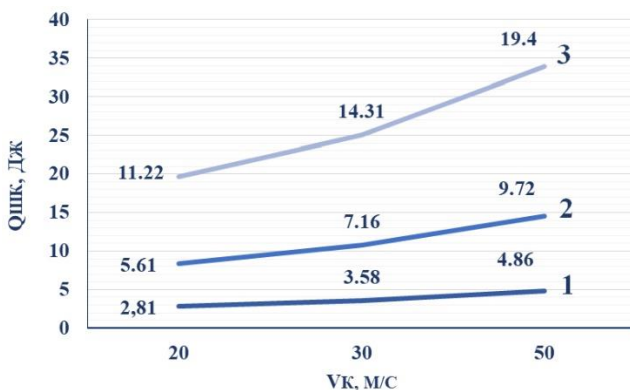


Рисунок 2.5 – Тепло, що розсіюється бічною поверхнею шліфувальної бабки в результаті обдування потоками повітря, від шківів клинопасової передачі: діаметр шківів $D_{\text{шк}}=200$ мм; різниця температур стінки і повітря 1, 2, 3 – $\Delta t = 0,5; 1,0; 2,0$ °C, відповідно

Однак цей процес охолодження частково нівелюється попаданням в кожух нагрітої МОР, яка навпаки нагріває цю бічну стінку.

2.2 Теплові режими робочих рідин у шліфувальних верстатах

Багатопрофільне виробництво та підвищені вимоги до якості заготовок – відмінні риси сучасної машинобудівної промисловості [68, 69]. У зв'язку з тим, що комп'ютерно-інтегрована складова виробництва постійно збільшується, вчені звертають увагу на розробку методик, алгоритмів, систем автоматизації виробничих процесів [70, 71]. Водночас різноманітне програмне забезпечення широко використовується для визначення широкого спектру параметрів досліджуваних процесів на різних етапах: проектування, під час роботи технологічної системи [72], а також для прогнозування її можливої поведінки [73].

Точність обробки на шліфувальних верстатах характеризується рядом

геометричних параметрів: точністю розмірів, формою та взаємним розташуванням поверхонь деталей. Шліфувальні верстати мають велику кількість джерел тепла, які визначають термічні деформації верстатів. Похибки внаслідок термічних деформацій становлять від 40 до 70% загальної похибки обробки. Вони відіграють особливо помітну роль в оздоблювальних операціях, включаючи шліфування.

Як показано раніше, основними джерелами нагрівання шліфувального круга і шліфувальної бабки може бути охолоджуюча рідина, що нерівномірно падає на передню поверхню шліфувальної бабки в результаті розпилення, і робоча рідина в підшипниках шпинделя. Нерівномірний нагрів поверхонь головки шліфувального круга, які є носіями для підшипників, гільзи та шпинделя шліфувального круга, призводить до зміщення у просторі осі шпинделя, а отже, до зменшення точності. Встановлено [74], що під дією різниці температур в опорах шліфувального верстата деформація лівої опори становить 8 мкм/год., а правої – 14 мкм/год. Тому дуже важливо, щоб температура робочої рідини в підшипниках вузла шпинделя не перевищувала 60 °С і проблему температурного дисбалансу рідини в передніх і торцевих опорах необхідно усунути.

Крім того, нерівномірні термічні деформації елементів шліфувального верстата в передній і торцевій опорах шліфувального верстату призводять до дуже складних змін у налаштуванні верстата. Усунення помилок, пов'язаних з нерівномірним zalиванням МОР на елементи верстата, можливе за допомогою ефективної технології і техніки подачі охолоджуючої рідини, яка могла б усунути це негативне явище. Такий підхід дозволив би вирівняти температурне поле стінок шліфувальної бабки. Слід також зазначити, що нерівномірність та неоднорідність температурного поля такого теплоактивного елемента, як шліфувальна бабка, визначають не тільки його лінійні зміни, а й кутові.

Робочі рідини (охолоджуюча рідина, масло в системі змащення тощо)

шліфувальних верстатів є одним з основних джерел теплоутворення. На основі їх температури, а також її співвідношення між окремими рідинами визначаються температурні деформації елементів верстату, що впливає на взаємне розташування деталей і вузлів і, зрештою, на параметри точності оброблених деталей, які повинні бути забезпечені на операцій (рис. 2.6).



Рисунок 2.6 – Схема формування точності деталей у технологічній системі шліфування під дією змінної температури використовуваних робочих рідин

Без циркуляційного охолодження робочих рідин температура компонентів шліфувального верстату може збільшитися на 20 °С і більше в результаті дії різних джерел генерування тепла (рис. 2.7).

Таким чином, вивчення внеску кожного джерела тепла в шліфувальному верстаті в цілому та його індивідуальності є важливим.

Величезна кількість досліджень присвячена вивченню теплових процесів у верстатах, у тому числі шліфувальних верстатах.

Проаналізовано зміни в характеристиках верстатів внаслідок змін теплових умов (телові похибки верстатів) [75], але вони зосереджені насамперед на токарно-фрезерних верстатах, а також на обробних центрах.



Рисунок 2.7 – Основні джерела тепла в гідравлічній системі шліфувальних верстатів

Автори [76] показали, що на точність верстатів впливають як внутрішні джерела тепла, так і температура навколишнього середовища, що змінюється у часі, і проаналізували вплив зміни температури навколишнього середовища на теплову похибку верстата, використовуючи підхід моделювання з використанням функція передачі теплової помилки верстата.

Автори [77] зазначили, що основними причинами теплових помилок є деформація шпинделя та/або інших компонентів верстата з відповідних опорних положень, що, в свою чергу, пов'язано зі зміною температури компонентів верстата. Більш того, генерація тепла всередині шпинделя за рахунок внутрішніх джерел, таких як двигун та підшипники, може розглядатися як головний винуватець, особливо при високих швидкостях різання.

Були зроблені спроби оцінити вплив різних температурних факторів на окремі елементи верстатів. Таким чином, робота [78] присвячена саме питанням розробки аналітичного моделювання і аналізу теплових похибок шпинделя. Автори статті [79] підтверджують, що теплові дрейфи шпиндельної

системи часто є відносно великими і мають значний вплив на якість обробки.

Автори роботи [80] згадують, що основним джерелом тепла всередині верстата є шпіндельна система, включаючи шпіндельний двигун та підшипники. Однак внутрішні джерела тепла, такі як підшипники або двигуни, мають більш локальний вплив і призводять до локальних деформацій, які можуть частково вплинути на точність роботи верстату.

Як показано вище, іншим і основним джерелом тепла є зона різання. Виділення тепла в зоні різання зменшується різними методами, в тому числі за рахунок ефективної подачі МОР, використання нових складів МОР тощо [81]. Однак, забираючи тепло з зони різання, охолоджуюча рідина, покращуючи якість поверхневого шару оброблюваних деталей, насичуючись теплом при подальшому контакті з верстатом та його столом, згинає його. При цьому, падаючи на передню стінку шліфувальної бабки, МОР сприяє зміні її просторового положення і, як було сказано раніше, це погіршує точність обробки. Змінюються також положення шпінделя та інших частин, які визначають положення базових поверхонь (отвори під підшипники).

Діапазон зміни температури охолоджуючої рідини під час обробки має тенденцію збільшуватися під час виробничої зміни і може досягати 50-60 ° C і навіть більше за п'ять-сім годин залежно від умов шліфування. Крім того, при шліфуванні партії заготовок за цикл характер зміни температури МОР є більш складним. Залежно від стадії циклу температура МОР може як зростати, так і падати [82]. При цьому основний резервуар підсистеми подачі охолоджуючої рідини розглядається як елемент, що працює у двох режимах: робочий (коли здійснюється процес обробки) та байпасний (коли здійснюється процес завантаження та зняття заготовки). Це дає можливість оцінити стабільну та нестабільну температуру використовуваної МОР. Таким чином, МОР має дві протилежні дії. З одного боку, МОР поглинає тепло з зони різання, а з іншого, нагріта МОР, миючи елементи машини, викликає їх нерівномірний нагрів.

Температура навколишнього середовища постійно змінюється. Ці зміни

визначаються часом доби (день-ніч) та порою року. Протягом дня температура може коливатися від 14 до 23°C, а влітку – від 18 до 33°C і навіть більше. Нестабільна температура навколишнього середовища викликає нестабільну температуру робочих рідин шліфувальних верстатів, що спричиняє нестабільний режим роботи шліфувального круга, станини, столу тощо. Цей негатив проявляється разом із інсоляцією. Наприклад, сонячне нагрівання стінки бабки круглої шліфувальної машини протягом 2 годин призводить до відхилення від прямолінійності переміщення столу на 4,5 мкм [17].

Таким чином, актуальним є визначення температури робочих рідин у шліфувальних верстатах для подальшого дослідження її впливу на температурні деформації елементів технологічної системи.

Виділення тепла в підсистемі подачі охолоджуючої рідини обумовлено наступними причинами:

- температура МОР, що контактує з поверхнями елементів підсистеми подачі МОР, підвищується щодо температури навколишнього середовища;
- дроселювання, за рахунок якого потенціальна енергія стиснутої МОР перетворюється в кінетичну та далі в теплову енергію;
- внутрішнє тертя між шарами МОР;
- внутрішні витоки та втрати на тертя в насосах та очистках.

Подібні процеси відбуваються в підсистемах гідравлічного приводу та машиння. Єдина відмінність полягає в тому, що робоча рідина, що використовується тут, відчуває значно нижче теплове навантаження. Це пов'язано з тим, що на відміну від МОР ці рідини не проходять через зону різання.

Закон зміни температури шліфувальної бабки (столу) під впливом нагрітої МОР має вигляд

$$T = T_y \left(1 - e^{-\frac{1}{T_{const}}} \right) + T_0, \quad (2.20)$$

де T – значення поточної температури;

T_y – значення сталої температури;

T_0 – початкова температура шліфувальної бабки (станини, столу);

T_{const} – константа часу нагріву, що дорівнює загальній теплоємності, поділеній на величину тепловіддачі.

При охолодженні закон зміни температури шліфувальної бабки (станини, столу) під дією охолодженої МОР має вигляд

$$T = T_y \cdot e^{-\frac{1}{T_{const}}} + T_0 \quad (2.21)$$

Початкова температура T_0 шліфувальної бабки (станини, столу) при включенні верстата дорівнює температурі навколишнього середовища.

Конвективний теплообмін між шліфувальною бабкою (станиною, столом) з температурою $T_{шк}$ і МОР, яка її омивала, з температурою T_c описується законом Ньютона-Ріхмана

$$Q_{w.h} = \alpha \cdot F \cdot (T_{шк} - T_c), \quad (2.22)$$

де α – коефіцієнт тепловіддачі;

F – площа поверхні шліфувальної бабаки, що контактує з МОР.

Коефіцієнт тепловіддачі визначається на основі критерію подібності

$$Nu = f(Re, Gr, Pr) \quad (2.23)$$

де Nu – число Нуссельта;

Re – число Рейнольдса;

Gr – число Грасгофа;

Pr – число Прандтля.

Виділення тепла в підшипниках шпинделя шліфувальної бабки залежить від інтенсивності теплообміну з сусідніми елементами та навколишнім середовищем. Нагрівання робочої рідини визначається її питомою теплоємністю, її щільністю, витратою та втратами потужності на тертя. Кількість тепла, що передається від підшипників до шпинделя та корпусу шліфувальної бабки, залежить від умов роботи підшипників і, особливо, від в'язкості та товщини шару мастила.

Величина нагрівання робочої рідини в підшипнику визначається за формулою

$$\Delta T_b = \frac{P_{fr}}{c_f \cdot \rho_f \cdot Q} \quad (2.24)$$

де Q – необхідна витрата рідини, $\text{дм}^3/\text{хв.}$;

c_f, ρ_f – питома теплоємність та густина робочої рідини;

P_{fr} – втрата потужності через тертя, Вт.

Втрати потужності внаслідок тертя (генерування тепла в підшипнику) визначаються за формулою

$$P_{fr} = M_{fr} \cdot \omega, \quad (2.25)$$

де M_{fr} – загальний момент тертя в мастильному шарі підшипника, $\text{Н} \cdot \text{м}$;

ω – кутова швидкість обертання шпинделя, $1/\text{с}$.

Момент тертя визначається за формулою

$$M_{fr} = \frac{\mu_f \cdot n_s \cdot l_b}{\psi} \cdot k_r, \quad (2.26)$$

де μ_f – в'язкість робочої рідини;

n_s – частота обертання шпинделя;

l_b – довжина підшипника;

ψ – відносний зазор;

k_r – коефіцієнт опору обертанню шпинделя.

Тепловідвід через робочу рідину, що витікає з підшипника, визначається за формулою

$$Q_f = c_f \cdot Q \cdot \rho_f \cdot (T_{\text{вих}} - T_{\text{вх}}), \quad (2.27)$$

де c_f, ρ_f – теплоємність та густина робочої рідини;

Q – витрата робочої рідини, що прокачується через підшипник;

$T_{\text{вих}}, T_{\text{вх}}$ – температура робочої рідини на виході та вході в підшипник.

Результати дослідження (рис. 2.8) підтверджують, що температура в баку МОР залежить від часу простою та температури зовнішнього середовища.

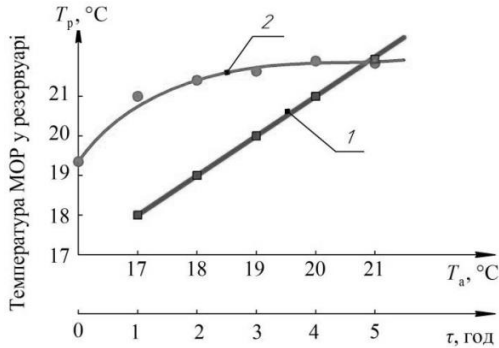


Рисунок 2.8 – Вплив температури навколишнього середовища та часу холостого ходу на температуру МОР в резервуарі: 1 – вплив температури T_a ; 2 – вплив часу холостого ходу τ

Дослідження проводилися для об'єму основного резервуара $V = 350 \text{ дм}^3$ з витратою рідини Q від 90 до 180 $\text{дм}^3/\text{хв}$.

Температура робочої рідини значною мірою залежить від температури навколишнього середовища (рис. 2.9). У початковий момент, якщо в зоні різання немає силового та теплового навантаження, температура робочої рідини змінюється від 9 до 26 $^\circ\text{C}$ для передньої опори та від 9 до 20 $^\circ\text{C}$ для задньої опори.

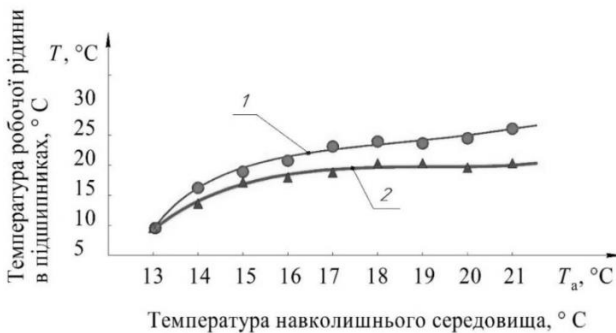


Рисунок 2.9 – Вплив температури навколишнього середовища на температуру робочої рідини в підшипниках шпинделя в початковий період обробки: 1 і 2 – підшипники передньої і задньої опори, відповідно

Температура робочої рідини в підшипниках шпинделя після 6 годин роботи без силових і теплових навантажень змінюється в передній опорі від 50 до 60 ° С і в кінцевій опорі – від 40 до 46 ° С (рис. 2.10).

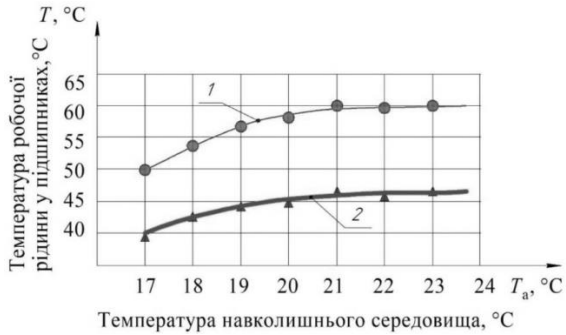


Рисунок 2.10 – Вплив температури навколишнього середовища на температуру робочої рідини в підшипниках шпинделя після 6 годин роботи верстата без процесу шліфування: 1 – передня опора; 2 – задня опора

Різниця в температурі робочої рідини в підшипниках дуже важлива (рис. 2.11).

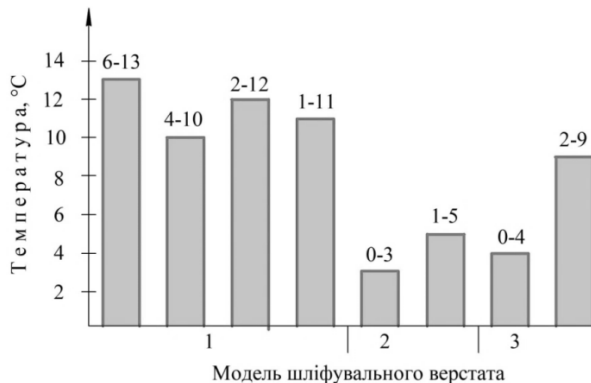


Рисунок 2.11 – Зміна різниці температури робочої рідини в підшипниках шпинделя за 6 годин роботи верстатів різних модифікацій

Ця різниця за 6 годин роботи верстатів коливається від 3 до 10 °С. Зміна температури масла в підшипниках шпинделя та різниця в температурі масла

сприяють зміні положення шпинделя, а в результаті – робочої поверхні шліфувального круга. Різниця температур підшипників майже завжди змінюється і, залежно від часу роботи верстату, коливається від 0 до 13 °С.

Різниця температур пояснюється експлуатаційними, технологічними та гідравлічними причинами. Причини експлуатації виникають через те, що підшипники під час роботи зазнають різних навантажень.

Технологічні причини пов'язані з технологічними причинами виготовлення вузлів шпинделя. Гідравлічні причини виникають через різницю гідравлічних опорів у магістралях подачі рідини та підшипнику.

Для визначення температури робочої рідини в системі подачі МОР використана авторська комп'ютерна програма Heat_T [105], яка дозволяє розраховувати температуру охолоджуючої рідини в різних точках системи подачі МОР. Повний опис програми приведено у п.п. 3.2 монографії.

За допомогою програми проведені розрахунково-аналітичні дослідження, результати яких приведені нижче (рис. 2.12).

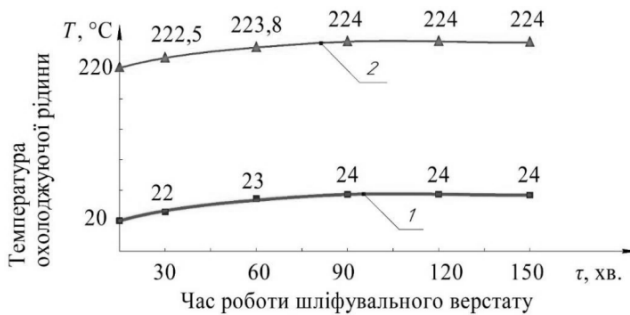


Рисунок 2.12 – Результати розрахунків зміни температури МОР в круглошліфувальному верстаті: 1 – температура МОР на виході з бака; 2 – температура МОР на виході з зони різання.

Розрахунки проводили для таких умов обробки: попередня подача – 2 мм/хв; остаточна подача – 0,25 мм/хв; швидкість обертання круга – 50 м/сек;

швидкість обертання заготовки – 60 м/хв; попередній припуск – 0,3 мм; кінцевий припуск – 0,1 мм; об'єм теплоносія в системі – 0,24 М³; витрата насоса – 90 дМ³/хв; тиск насоса – 0,6 МПа.

Аналіз графіка показує, що температура підвищується на 4°C за 1,5 години роботи системи за досліджуваних умов обробки, а система подачі МОР знижує температуру від 220-224 °С на виході із зони різання до 20 -24°C на виході з бака охолоджуючої рідини [170].

Послідовність розрахунку і текстові файли результатів, що використані для побудови приведені у Додатку Б.

2.3 Математична модель теплообміну у системі застосування МОР шліфувальних верстатів

Відомі спроби прогнозування дії теплових потоків не тільки в зоні різання, а й на деякі елементи технологічної системи верстата. При цьому було встановлено, що МОР є одним з джерел і споживачів тепла [84, 85].

У зв'язку з цим, актуальним є розробка і дослідження систем застосування МОР, що забезпечують оптимальний тепловий режим роботи верстатів. На теперішній час розроблено методи прогнозування характеристик металорізальних верстатів, що працюють в умовах змінних теплових режимів, і управління ними за рахунок компенсації температурних похибок верстата [86]. Встановлено, що МОР може здійснювати як позитивний, так і негативний вплив на формування температурних потоків [87]. Зроблені спроби вивчення теплових потоків в окремих елементах системи застосування МОР [88]. Вважається, що найбільші температурні зміни МОР отримує при проходженні через зону різання [89...92], при цьому вплив інших елементів системи застосування МОР на її температуру практично не розглядалося.

Знання характеру змін теплових потоків в системі застосування МОР важливо, тому що в сучасних верстатах можуть застосовуватися насоси з

тиском 500-600 кг/см² для отримання миючої дії на ріжучу поверхні круга. Крім того, для поліпшення охолоджуючої дії, тобто, зниження теплоутворення в зоні різання в умовах зростаючих швидкостей різання, МОР подається з високою витратою, що також є причиною порушення теплового балансу в системі, яка стає додатковим тепловим джерелом. Допустимий тепловий режим системи застосування МОР характеризує процес, при якому кількість тепла, що поглинається рідиною, при русі через елементи системи і зону різання в сталому режимі дорівнює кількості тепла, що віддається системою в зовнішнє середовище. Такій загальній умові відповідає структурна схема передачі тепла, наведена на рис. 2.13.

Аналізуючи схему можна записати рівняння теплового балансу для системи застосування МОР, що забезпечує оптимальний тепловий режим:

$$Q_{i\text{фс}} + Q_{iT_1} + Q_{i\text{ко}} + Q_{iT_2} + Q_{i\text{н}} + Q_{iT_3} + Q_{i\text{д}} + Q_{iT_4} + Q_{i\text{гц}} + Q_{iT_5} + Q_{i\text{шбг}} + Q_{i\text{пк}} + Q_{iT_6} + Q_{i\text{ук}} + Q_{iT_7} + Q_{i\text{уп}} + Q_{i\text{зр}} = Q_{i\text{с}} + Q_{i\text{сл}} + Q_{i\text{мс}} + Q_{i\text{рмор}}, \quad (2.28)$$

де $Q_{i\text{фс}}, Q_{iT_1}, \dots, Q_{iT_7}, Q_{i\text{ко}}, Q_{i\text{н}}, Q_{i\text{гц}}, Q_{i\text{шбг}}, Q_{i\text{пк}}, Q_{i\text{ук}}, Q_{i\text{уп}}, Q_{i\text{зр}}, Q_{i\text{с}}, Q_{i\text{сл}}, Q_{i\text{мс}}, Q_{i\text{рмор}}$ – теплота, що виділяється при проходженні МОР відповідно: фільтра сітчастого, трубопроводів, зворотного клапана, насоса, дроселя, гідроциклону, шламового бака гідроциклону, запобіжного клапана, управління, пристрою подачі МОР, зони різання, станини, зливного лотка, магнітного сепаратора і резервуару МОР.

Частина енергії потоку при проходженні через елемент системи перетворюється в теплову і викликає нагрівання МОР, елемента і технологічну систему в цілому, що приводить до зміни просторового положення формуютьючих кромок шліфувального круга.

Через відносно великій потік потік та високу швидкість МОР тепловіддачею до стінок елементів системи, що працюють під тиском, можна знехтувати і вважати, що все тепло йде на нагрів рідини $\Delta\Theta$. У цьому випадку зміна температури МОР залежить тільки від перепаду тиску на пристрої.

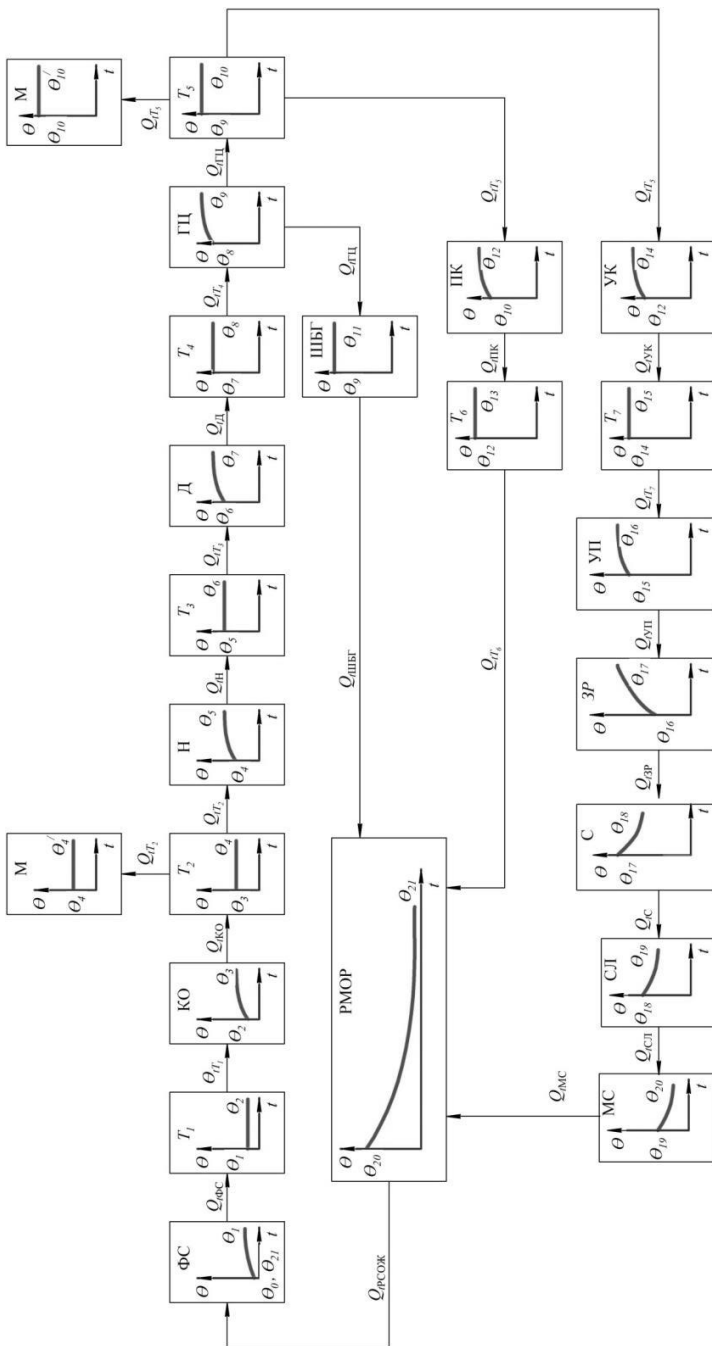


Рисунок 2.13 – Структурна схема передачі тепла в елементах підсистеми застосування МОР круглошліфувального верстату

На структурній схемі, яка дає можливість якісно оцінити передачу тепла від елемента до елемента наведено такі позначення: ЗР – зона різання; Н – насос; КО – зворотний клапан; ПК – запобіжний клапан; КК – клапан керування подачею МОР; ФС – фільтр сітчастий; ГЦ – гідроциклон; Д – дросель; З – станина; СЛ – зливний лоток; МС – магнітний сепаратор; УП – пристрій подачі МОР в зону різання; РМОР – резервуар МОР; ШБГ – шламовий бак гідроциклону; Т₁, ... Т₇ – трубопроводи; М – манометри. Величина зміни температури $\Delta\Theta$ визначається, якщо прирівняти енергію, що витрачається на перебіг МОР через елемент, до енергії, що витрачається на нагрів МОР.

Якщо при проходженні деяких елементів (в залежності від режиму роботи системи, її параметрів, конструкції і призначення) їх тепловий стан не змінюється, то окремими складовими рівняння (2.28) можна знехтувати, наприклад, складовими $Q_{iТ_1} \dots Q_{iТ_7}, Q_{iШБГ}$.

Тоді рівняння (2.28) має вигляд

$$\begin{aligned} Q_{iФС} + Q_{iКО} + Q_{iН} + Q_{iД} + Q_{iГЦ} + Q_{iПК} + Q_{iУК} + Q_{iУП} + Q_{iЗР} = \\ = Q_{iС} + Q_{iСЛ} + Q_{iМС} + Q_{iРМОР} \end{aligned} \quad (2.29)$$

Евакуація тепла в системі застосування МОР від елементів і ділянок його утворення багато в чому залежить від значення коефіцієнта теплопровідності рідини, що характеризує її властивості проводити тепло. Значення цього коефіцієнта для МОР Укрінол 1 3% емульсія при $t = 20^\circ\text{C}$ становить

$0,5111 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot ^\circ\text{К}}$. Для визначення і забезпечення відводу тепла з системи при її

роботі, а також для ефективного його розсіювання, необхідно, щоб МОР володіла певним значенням теплоємності. Для рідини на водній основі теплоємність залежно від температури (від 10 до 80 °С) може становити $0,72 \dots 1,023 \frac{\text{ккал}}{\text{кг} \cdot \text{град}}$. Отже, теплоємність водоемульсійних МОР більш ніж в 1,5 рази вища за теплоємність вуглеводневих рідин. Тепло, що виникають в зоні

різання, можна оцінити аналізуючи тепловий баланс, при цьому охолодження за допомогою МОР, як правило, не враховується, так як охолоджуюча рідина відводить тепло від заготовки та стружки вже після того, як вони отримали його в результаті різання [91]. Як наслідок, до 15...75% тепла (в залежності від умов) переходить в МОР [92].

Кількість виділеного тепла при проходженні МОР через елемент системи визначається за формулою, Дж

$$Q_{iE} = N_{\text{пот}} \cdot t_E \quad (2.30)$$

де $N_{\text{пот}}$ – втрачена потужність, Вт;

t_E – час роботи елемента, с.

Втрачена потужність визначається за формулою, кВт

$$N_{\text{пот}} = \frac{Q_{\text{МОР}} \cdot \Delta p}{612} \quad (2.31)$$

де $Q_{\text{МОР}}$ – витрата МОР через елемент, $\text{дм}^3/\text{хв.}$;

Δp – перепад тиску на елементі, $\text{кг}/\text{см}^2$.

Таким чином, тепло, що виділяється при роботі елемента системи застосування МОР, визначається як

$$Q_{iE} = \frac{Q_{\text{МОР}} \cdot \Delta p}{612} \cdot t_E \quad (2.32)$$

Величина перепаду тиску з урахуванням зміни температури t на елементі визначається за формулою, $\text{кг} / \text{см}$

$$\Delta p = \rho_{\text{МОР}} c_{\text{МОР}} m (t_{\text{вх}} - t_{\text{вих}}) \quad (2.33)$$

де $c_{\text{МОР}}$ – питома теплоємність МОР, $\frac{\text{ккал}}{\text{кг} \cdot \text{град}}$;

$\rho_{\text{МОР}}$ – густина МОР, $\text{кг}/\text{см}^3$;

m – механічний еквівалент теплоти, $m = 4,27 \cdot 10^4 \frac{\text{кг} \cdot \text{см}}{\text{ккал}}$.

З огляду на (2.32) і (2.33) можна визначити тепло, що виділяється при проходженні МОР через елемент системи

$$Q_{iE} = \frac{Q_{\text{МОР}} \cdot \rho_{\text{МОР}} c_{\text{МОР}} m (t_{\text{вх}} - t_{\text{вих}})}{612} \cdot t_E \quad (2.34)$$

На практиці в сучасних системах немає можливості контролювати

параметр Q_{iE} . Однак, є можливість контролювати Δp практично на кожному елементі, що працює під тиском. Таким чином, ґрунтуючись на наведеному положенні і розрахувавши перепад тиску МОР на елементі, можна за формулою (2.32) визначити тепло, що виникають в МОР при її проходженні через елемент системи застосування МОР. Як приклад наводимо розрахункові формули для визначення тепла в деяких елементах системи.

Перепад тиску, створюваний насосом, визначається за формулою

$$\Delta p = \frac{N_T}{Q_H + \Delta Q_m} \quad (2.35)$$

де N_T – теоретична (індикаторна) потужність насоса, кВт;

Q_H – фактична продуктивність насоса, $\text{дм}^3/\text{хв}$;

ΔQ_m – витік рідини, $\text{дм}^3/\text{хв}$.

З огляду на (2.32) і (2.35), тепло, що виділяється при роботі насоса, визначається як

$$Q_{iE} = \frac{Q_{\text{МОР}} N_T t_E}{612(Q_H + \Delta Q_m)} \quad (2.36)$$

Перепад тиску на гідроциклоні можна визначити, перетворюючи формулу Честона, $\text{кг}/\text{см}^2$

$$\Delta p = 0,0018 \left(\frac{Q_{\text{ГЦ}}}{F_{\text{ВГЦ}}} \right) \quad (2.37)$$

де $Q_{\text{ГЦ}}$ – витрата МОР через гідроциклон, $\text{дм}^3/\text{хв}$;

$F_{\text{ВГЦ}}$ – площа перерізу вхідного патрубку, см^2

З урахуванням (2.32) і (2.37), тепло, що виділяється при проходженні МОР через гідроциклон, кДж

$$Q_{i\text{ГЦ}} = 3 \cdot 10^{-6} \frac{Q_{\text{ГЦ}}^3}{F_{\text{ВГЦ}}^2} \cdot t_E \quad (2.38)$$

Наведені на рис. 2.14 діаграми дають можливість оцінити тепловий потік, що переходить в МОР при проходженні нею насоса, який є одним з джерел тепла. Величина Q_H при цьому може змінюватися на кілька порядків. Якщо в верстатах для звичайного шліфування ($V_k=15...30$ м/с), його можна не враховувати, то в інших шліфувальних верстатах їм нехтувати не можна.

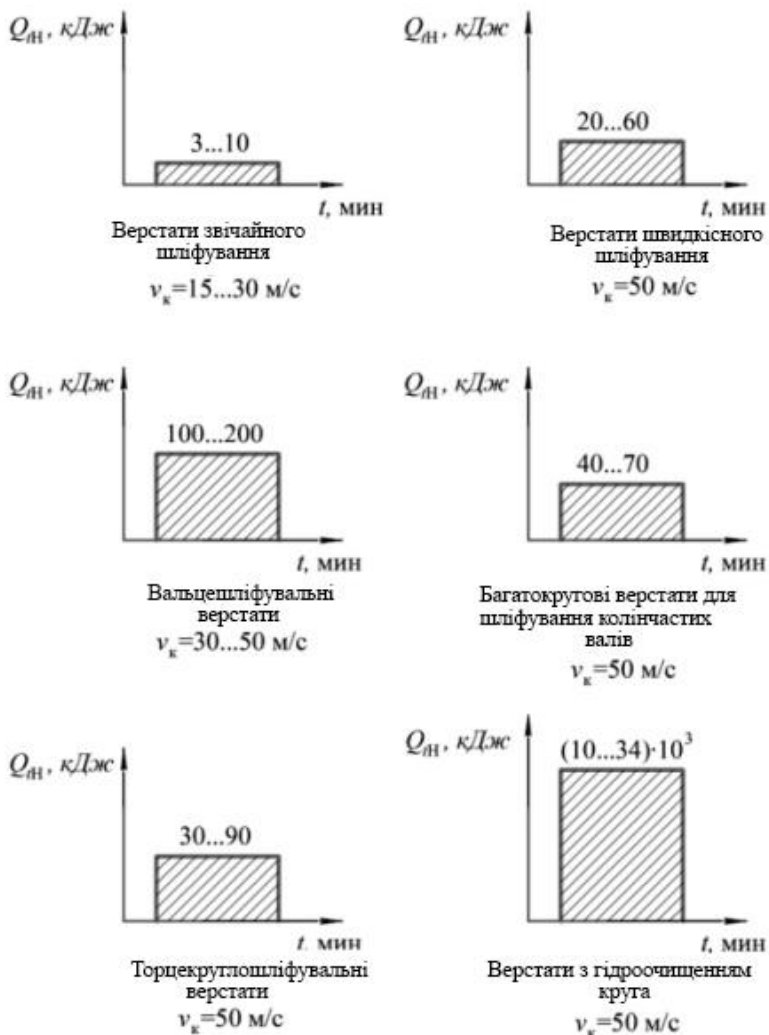


Рисунок 2.14 – Тепло, що переходить у МОР при проходженні через насос системи застосування МОР при часі циклу обробки 2,2 хв.

Тепло, що виділяється при проходженні МОР через дросель, визначається за формулою, кДж

$$Q_{iД} = \frac{Q_{PМОР} t_E}{1.224 \cdot 10^3 \mu^2 f^2} \quad (2.39)$$

де $\rho_{\text{МОР}}$ – густина МОР, $\text{кг}/\text{м}^2$;

Графік 1 побудований для перепаду тиску $\Delta p = 0,1 \text{ кг}/\text{см}^2$. Графіки 2 і 3 побудовані при перепадах $\Delta p = 0,38$ і $1,5 \text{ кг}/\text{см}^2$, що відповідає експлуатаційним умовам:

Q – витрата МОР, $\text{м}^3/\text{с}$;

μ – коефіцієнт витрати, $\mu = 0,62$;

f – площа прохідного перетину щілини, м^2 .

На рис. 2.15 наведені графіки залежності тепла, що виділяється від витрати МОР і проходить через елемент системи застосування МОР.

Графіки залежностей на рис. 2.15 показують, що тепло, що виділяється в гідроциклони, слід враховувати особливо в умовах обробки і вимагають застосування великих витрат МОР.

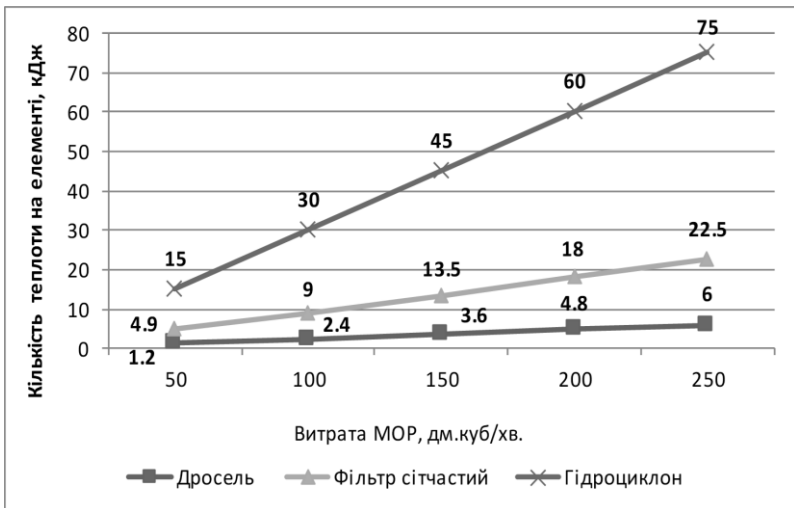


Рисунок 2.15 – Тепло, що виділяється при проходженні МОР через елементи системи її подачі: 1 – дросель; 2 – фільтр сітчастий; 3 – гідроциклон

Якщо трубопровід створює великий опір і при його проходженні виникає перепад тиску, то тепло, що виділяється при проходженні МОР по трубопроводу, визначається за формулою, кДж

$$Q_{IT} = 2 \cdot 10^3 \frac{\lambda_T L_T t_E}{612 d_T^5} \quad (2.40)$$

де L_T – довжина трубопроводу, м;

d_T – діаметр трубопроводу, мм;

Q – витрата МОР, м³/хв.;

λ_T – коефіцієнт опору, $\lambda_T = 75/\text{Re}$ (Re – число Рейнольдса).

Тепло, що виділяється під час проходження МОР через пристрій її подачі в зону різання, також визначається перепадом тиску на ньому, який залежить від конструкції сопла і може бути визначено за методикою розрахунку насадків Вентури, Борда та ін. [90].

Величина теплоти $Q_{\text{ТМОР}}$, що виділяється при проходженні її через резервуар, залежить від теплоємності та маси (об'єму) МОР в резервуарі, площі поверхні резервуара та коефіцієнта передачі тепла від стін резервуару до повітря. Величину $Q_{\text{ТМОР}}$ можна визначити на основі рівняння теплового балансу у резервуарі МОР [82].

Для наближеної оцінки теплообміну рівняння (2.28) можна подати у спрощеному вигляді, залишивши тільки складові $Q_{\text{ЗР}}$ та $Q_{\text{ТМОР}}$. Тоді рівняння оптимального теплового режиму набуде вигляду $Q_{\text{ЗР}} = Q_{\text{ТМОР}}$, тобто тепло, що приходять з охолоджувальною рідиною із зони різання за один оборот СОЖ у системі встигає розсіюватися у повітря через резервуар МОР. Таке припущення можна застосувати за обмежених умов, наприклад, при невисоких швидкостях різання ($V_k = 15 \dots 30$ м/с), використанні подачі МОР поливом вільно падаючим струменем з малими витратами та тисками (використання малопотужні насосів), коли система застосування МОР дуже проста і не містить великої кількості елементів, що потребують енерговитрат. В сучасних умовах високопродуктивної обробки, що вимагають забезпечення точності параметрів високого рівня вищезгадані припущення некоректні.

2.4 Модель теплового стану системи застосування МОР шліфувального верстату

2.4.1 Математична модель і алгоритм

Дослідженню теплового режиму процесу шліфування і його впливу на точність обробки присвячені численні наукові роботи [23, 26, 41, 56, 57, 102-104 та ін.].

За деякими даними МОР в круглошліфувальних верстатах за п'ять годин роботи нагрівається на 2-3 °С. Однак практика говорить зовсім про інше. На підприємстві ВАТ «ХАРВЕРСТ» мали місце факти, коли МОР за 3 години роботи починала кипіти. Подібні явища спостерігалися особливо при силовому шліфуванні і при обробці на вальцешліфувальних верстатах.

В той же час, температурні деформації шліфувального верстата призводять до відхилення від перпендикулярності осі шпинделя до площини столу. При зміні температури на 5 °С зміна кутового положення осі шпинделя може скласти 0,1 мм на довжині 1000 мм. В результаті цього відхилення від паралельності торців шліфованої заготовки становить 0,012 мм на довжині 300 мм [41].

За даними [66], якщо остаточна температура, що повернулася сумісно із МОР у зону різання перевищує температуру навколишнього середовища на 20 °С, то відхилення від паралельності торців призматичної деталі може досягати 20 мкм. Якщо перевищення відсутнє, то відхилення від паралельності не перевищує 5 мкм.

Причиною вказаного явища є зміна кутового положення шліфувальних кругів під дією надлишкових температур у резервуарах систем застосування МОР [167]. Якщо надлишкова температура перевищує 30 °С, то зміна кутового положення круга може досягати 0,3 мм, причому однією з головних причин відхилення положення шліфувального шпинделя від баз верстату є недостатня

тепловіддавальна здатність резервуарів системи подачі МОР, що саме сприяє зростанню надлишкової температури у резервуарі.

Такі явища потребують окремих більш детальних досліджень при врахуванні значної кількості факторів: параметрів режиму різання при обробці, характеристики оброблюваного матеріалу, характеристики МОР і системи її застосування (склад, обсяг, витрата і т.і.) і ряд інших чинників.

Таким чином необхідна побудова математичної моделі процесу теплообміну у резервуарі МОР шліфувального верстата з індивідуальною її подачею у зону різання.

Для рішення поставленої задачі потрібно дослідити тепловий баланс у резервуарі МОР і створити математичну модель для визначення температури у будь якій точці резервуару, в тому числі і на вході у насос.

Температура МОР у резервуарі залежить від багатьох факторів, найважливішими з яких є:

- габаритні розміри і просторова геометрична форма резервуара, товщина його стінок;
- матеріал стінок резервуара та його теплопередавальні здатності;
- характер процесу теплообміну між МОР та стінками резервуара, а також, між резервуаром та повітрям;
- властивості використаної МОР (густина, маса, теплоємність, теплопровідність, тощо).

У процесі дослідження розглядалась найбільш ймовірна схема роботи системи подачі МОР, яка полягає в наступному. Верстат включається вперше після тривалого часу простою і працює протягом часу $\tau_{дон}$, тобто протягом допоміжного часу, потрібного для установки і закріплення заготовки (на момент включення верстат налагоджений і готовий до роботи). Початкова температура МОР у резервуарі дорівнює температурі навколишнього середовища: $t_{01} = t_{nc}$ (рис. 2.16).

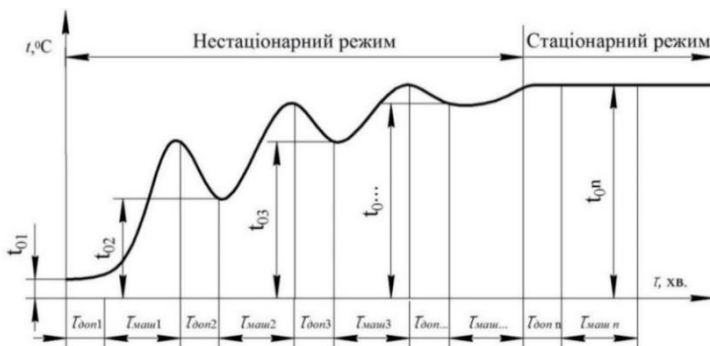


Рисунок 2.16 – Діаграма роботи системи подачі МОР після включення верстата

Після безперервної роботи протягом часу $\tau_{дон}$ у перпусковому режимі верстат переходить у режим виконання операції шліфування, а система подачі МОР – у робочий режим і працює в ньому протягом основного операційного часу $\tau_{маш}$. Температура на вході у насос буде такою, яка встановилася на момент переходу системи до робочого режиму – $t_0 = t_{\tau_{дон}}$.

За час роботи системи у робочому режимі МОР отримує Q кДж теплоти. Надалі, система повертається у нестационарний режим і знаходиться у ньому протягом допоміжного операційного часу $\tau_{дон}$, а температура на вході у насос буде така, яка встановиться у резервуарі після першого виконання операції шліфування, тобто: $t_0 = t_{\tau_{маш1}}$. Надалі система знов переходить у робочий режим і т. д., тобто, процес повторюється циклічно n разів, де n – кількість оброблених заготовок.

Загальний час роботи системи у такому циклічному режимі може бути визначений за залежністю:

$$\tau_{сум} = \sum_{i=1}^n (\tau_{донi} + \tau_{машi}),$$

де $\tau_{\text{доп}i}$ – допоміжний час на i -тому повторенні циклу, хв.;

$\tau_{\text{маш}i}$ – машинний час на i -тому повторенні циклу, хв.;

Кожного разу температура на вході у насос змінюється в залежності від:

– кількості теплоти, отриманої нею під час виконання операції шліфування;

– машинного та допоміжного часу операції;

– охолоджуючої дії резервуара МОР.

Як раніш було відзначено, система подачі МОР працює у двох теплових режимах:

– нестационарний, коли поточна температура МОР у резервуарі при роботі системи протягом кінцевого часу τ не досягла сталої величини і зростає після кожного чергового виконання циклу (операції шліфування), тобто $t_0 \neq \text{const}$;

– стаціонарній, коли поточна температура МОР у резервуарі досягла сталої величини і залишається постійною навіть при $\tau \rightarrow \infty$, тобто $t_0 = \text{const}$.

При роботі у нестационарному режимі температура у певній точці залежить не тільки від координат точки, а й часу, тобто:

$$t = f(x, y, z, \tau) \frac{dt}{d\tau} \neq 0,$$

де $\frac{dt}{d\tau}$ – градієнт зміни температури у часі.

При роботі у стаціонарному режимі за умовою наявності резервуара достатнього об'єму температура не залежить від часу, тобто:

$$t = f(x, y, z, \tau) \frac{dt}{d\tau} = 0$$

Зауважимо, що час переходу системи подачі МОР із нестационарного режиму у стаціонарний залежить від початкового значення температури t_0 , а

також від раніше перелічених вище факторів.

Крім розглянутої схеми роботи системи подачі МОР, вона може працювати і по іншій схемі, яка відрізняється від описаної вище лише початковим значення температури на вході у насос. Наприклад, верстат включається після підналагодження, технічного обслуговування, обідньої перерви, тощо. В цих випадках початкова температура МОР на вході у насос може бути більше за температуру навколишнього середовища, тобто: $t_0 < t$, оскільки МОР у резервуарі не встигла охолотитися за короткий проміжок часу.

Математична модель зміни температури МОР у резервуарі для обох вказаних режимів роботи системи подачі МОР будувалась наступним чином.

У реальній системі подачі МОР, забірна частина насоса знаходиться у резервуарі на відстані l_1 по горизонталі від основного джерела теплоти – точки злива МОР з робочого контуру (рис. 2.17).

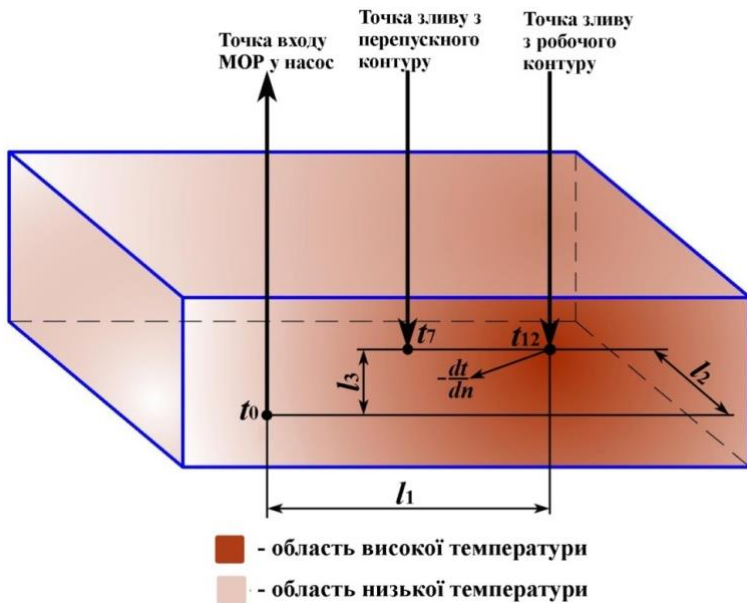


Рисунок 2.17 – Схема зміни температурного поля у резервуарі МОР

Крім того, забірна частина насоса занурена на глибину l_3 відносно рівня зливного патрубкa, по якому МОР поступає у резервуар із зони різання, і віднесена на відстань l_2 по ширині резервуара.

Температура по мірі видалення від точки 12 зливу з робочого контуру зменшується з градієнтом $-\frac{dt}{dn}$. При цьому вважаємо, що резервуар, застосований у системі, має достатній об'єм, який забезпечує неперевищення допустимої величини сталої температури.

Враховуючи сказане, необхідно вирішити дві задачі:

– отримати залежності для визначення поточної температури МОР у резервуарі для певного значення τ при роботі системи у нестационарному режимі;

– отримати залежності для визначення сталої температури МОР у резервуарі при роботі системи у стаціонарному режимі.

Для рішення цих задач розглядалося рівняння теплового балансу у резервуарі МОР:

$$Qd\tau = (cm + c_1m_1)dt + kF \cdot d\tau \left(\frac{dt}{2} + t_p - t_{nc} \right), \quad (2.41)$$

де Q – кількість теплоти, що отримує МОР у поточному (перепускному або робочому режимі), кДж;

dt , °C – приріст температури за час $d\tau$, год.;

t_{nc} – температура навколишнього середовища, °C ;

t_p – температура МОР у розглядуваний проміжок часу, °C ;

c – теплоємність МОР при поточній температурі, $\frac{\text{кДж}}{\text{кг} \cdot \text{°C}}$;

m – маса МОР у резервуарі, кг ;

c_1 – теплоємність матеріалу резервуара, $\frac{\text{кДж}}{\text{кг} \cdot \text{°C}}$;

m_1 – розрахункова маса сухого резервуара, кг;

F – розрахункова площа поверхні резервуара, m^2 ;

k – коефіцієнт теплопередачі від резервуара до повітря, $\frac{kJ}{m^2 \cdot год \cdot ^\circ C}$.

Розрахункова площа поверхні при відомому об'ємі резервуара, визначається за емпіричною формулою:

$$F = 0,065 \sqrt[3]{V^2}, \quad (2.42)$$

Коефіцієнт k теплопередачі від резервуара до повітря визначається за залежністю:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2}}, \quad (2.43)$$

де α_1 – коефіцієнт тепловіддачі від МОР до стінки резервуара, $\frac{kJ}{m^2 \cdot ^\circ C}$;

α_2 – коефіцієнт тепловіддачі від стінки резервуара до повітря, $\frac{kJ}{m^2 \cdot ^\circ C}$;

$\delta = 0,003 \dots 0,004$ – товщина стінки резервуара, м;

λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу стінки резервуара, $\frac{Вт}{m \cdot ^\circ C}$.

Значення коефіцієнтів тепловіддачі α_1 і α_2 залежать від типу застосованої МОР і швидкості її руху у резервуарі, температури МОР, стінок резервуара і навколишнього середовища і можуть змінюватися у достатньо широких межах.

Коефіцієнт λ для найбільш застосованих водоемульсійних МОР звичайно приймають у межах $\lambda = 0,15 \dots 0,65 \frac{Вт}{m \cdot ^\circ C}$ [101].

При практичних розрахунках систем подачі МОР при конвективному теплообміні з достатньою точністю можна прийняти значення коефіцієнтів:

$$- k = 75 \frac{\text{кДж}}{\text{м}^2 \cdot \text{год} \cdot \text{°C}};$$

$$- c_1 = 300 \dots 500 \frac{\text{кДж}}{\text{кг} \cdot \text{°C}} \text{ – для зварних сталевих резервуарів};$$

$$- c - 2 \dots 4,5 \frac{\text{кДж}}{\text{кг} \cdot \text{°C}}, \text{ приймається в залежності від температури за}$$

довідковими таблицями.

При безперервній роботі системи подачі МОР протягом часу $\tau_{\text{сум}}$, год, поточна температура МОР у резервуарі визначиться за залежністю, отриманою з рівняння теплового балансу (2.41) :

$$t = t_{\text{nc}} + (t_0 - t_{\text{nc}}) e^{\frac{kF}{cm+c_1m_1} \tau} + \frac{Q}{kF} \left(1 - e^{\frac{kF}{cm+c_1m_1} \tau} \right) \quad (2.44)$$

де t_0 – початкова температура МОР у резервуарі.

Використовуючи рівняння (2.44) можна визначити температуру МОР у резервуарі для будь якого τ при роботі системи у нестационарному режимі.

Перетворенням рівняння (2.44) при $\tau \rightarrow \infty$ отримується залежність для визначення сталої температури у резервуарі при роботі системи у стаціонарному режимі:

$$t_0 = t_{\text{nc}} + \frac{Q}{kF} = t_{\text{nc}} + \frac{Q}{\sqrt[3]{V^2}}, \quad (2.45)$$

де t_{nc} – температура навколишнього середовища, °C ;

V – об'єм рідини у резервуарі, дм^3 .

Значення Q визначається за формулою:

$$Q = 860 N_{\text{нід}} \tau, \text{ кДж}, \quad (2.46)$$

де $N_{\text{нід}}$ – підведена потужність системи, кВт;

τ – час роботи насоса у поточному режимі, год.

Як встановлено вище, система працює у двох режимах – перепускному і робочому, відповідно підведена потужність у системі подачі МОР має різні значення для кожного з цих режимів.

При роботі у перепускному режимі формула (2.46) прийме вигляд:

$$Q = 5,85 \frac{p Q_n \tau}{\eta_{заг}}, \text{ кДж} \quad (2.47)$$

де p – тиск, який розвиває насос, $\frac{\text{кГ}}{\text{см}^2}$;

Q_n – продуктивність насоса, $\frac{\text{дм}^3}{\text{хв}}$;

τ – час роботи у перепускному режимі, хв.;

$\eta_{заг}$ – повний ККД насоса.

При роботі системи у робочому режимі крім теплоти, що виділяється за рахунок власних втрат у системі подачі МОР, додається теплота, яка виділяється у процесі різання. В цьому випадку повна теплота, що виділяється у системі визначиться за формулою:

$$Q = 5,85 \frac{p Q_n \tau_{різ}}{\eta_{заг}} + Q_{МОР}, \quad (2.48)$$

де $Q_{МОР}$ – теплота, яку МОР отримує в результаті охолодження заготовки та круга при шліфуванні і передається у резервуар, кДж;

$\tau_{різ}$ – основний час виконання даного етапу операції, хв.

Величина $Q_{МОР}$ залежить від етапу технологічного циклу шліфування (врізання, попереднє, остаточне, виходжування), а для всієї операції – визначається як сумарна теплота на всіх її етапах.

Оскільки залежності (2.47) і (2.48) не включають у себе геометричних параметрів, визначена за ними температура є усередненою по резервуару, яку на даному етапі використовувалася у розрахунках.

2.4.2 Розрахунково-аналітичні дослідження теплового режиму системи застосування МОР

Отримані залежності для визначення температури реалізовані у вигляді окремого розрахункового модуля у комп'ютерній програмі Heat_T [104], раніш розробленої авторами для визначення параметрів теплового режиму системи подачі МОР та на яку було отримано свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір у Мінекономрозвитку [105].

Програма дозволяє моделювати тепловий режим системи подачі МОР шліфувального верстата шляхом аналітичного опису миттєвих значень його параметрів в характерних точках системах подачі МОР.

В основу програми положено математичну модель побудована вище, у п.п. 2.4.1 на основі теоретичних положень теплофізики процесу різання при шліфуванні та дозволяє визначати температуру в зоні різання і частку теплоти, яка відводиться із зони різання охолоджуючою рідиною.

Для користувачів програма представлена у вигляді інсталяційного пакета і установлюється на комп'ютер запуском файлу **setup.exe**, який входить в склад інсталяційного пакету. Після установки програми і реєстрації її бази даних, виконання програми передбачає:

а) вибір параметрів шліфувального круга з панелі «Параметри шліфувального круга» (рис. 2.18) і вибір потрібного значення параметра з таблиць у спливаючому вікні, яке з'явиться; при цьому обране значення параметра автоматично відображається у відповідному полі вводу; на рис 2.19 для прикладу показано вибір номера структури круга. Аналогічно призначаються інші параметри круга, після чого на полі вікна з'являється маркування круга утворене відповідно до стандарту;

б) введення з клавіатури або шляхом переміщення движків трекбеків у відповідні текстові поля вводу на панелі «Параметри режиму різання» основних параметрів режимів різання та правки шліфувального круга.

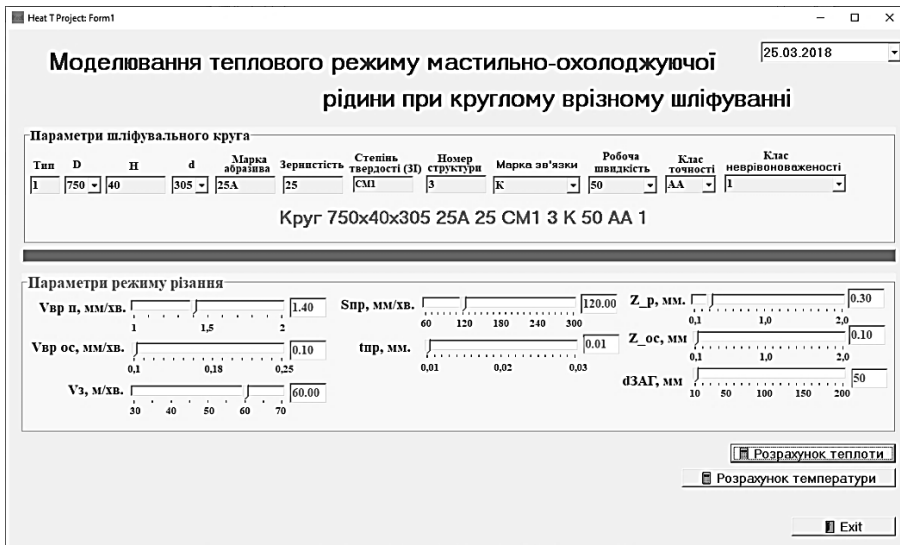


Рисунок 2.18 – Головне вікно програми Heat_T: вибір вихідних даних, параметрів круга і режимів шліфування

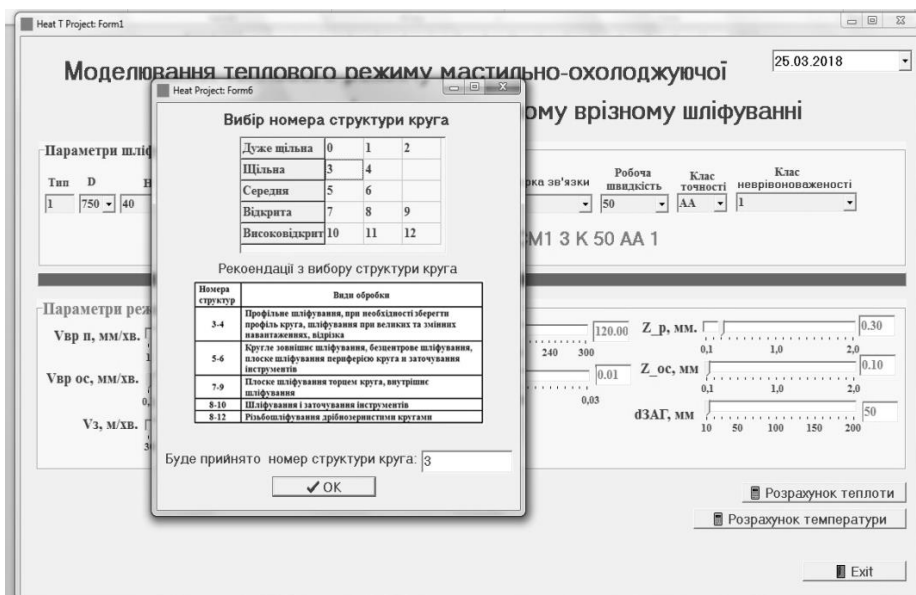


Рисунок 2.19 – Приклад вибору номера структури шліфувального круга

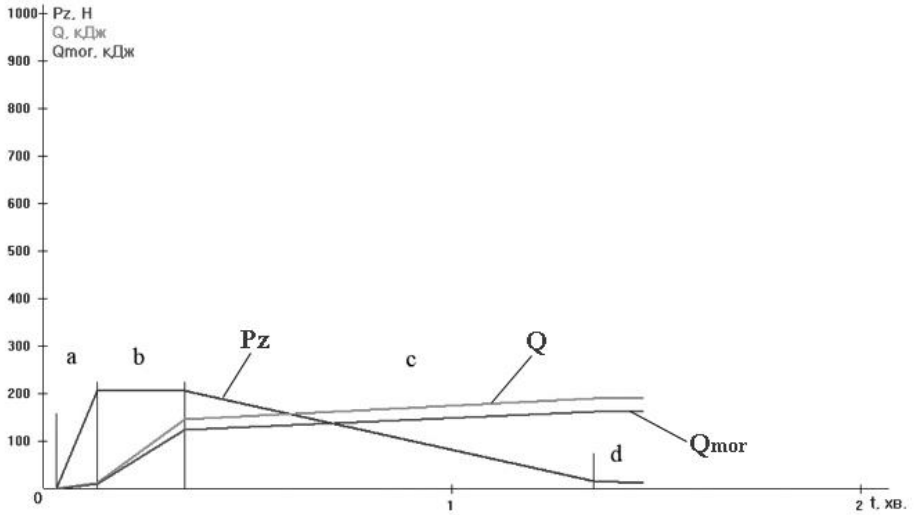
Розрахунки за програмою передбачено виконувати у два етапи.

Етап 1. Розрахунок теплоти. Виконується при активації відповідної кнопки у головному вікні програми. При цьому у автоматичному режимі здійснюється розрахунок теплоти у зоні різання на всіх стадіях циклу шліфування (врізанні, попередній обробці, остаточній обробці і виходжуванні). На екрані в інтерактивному режимі відображається позначення маркування шліфувального круга. Тут же визначається частка теплоти, яка відводиться МОР із зони різання при її охолодженні (кнопка **Розрахунок теплоти**). Всі чисельні результати розрахунків на першому етапі відображаються у спеціально вікні (рис. 2.20). Крім того, результати розрахунку приведені у текстовому файлі (Додаток Б).



Рисунок 2.20 – Результати визначення теплоти

Для наочності у програмі виконуються візуалізація результатів розрахунку для первинної оцінки. Графічне відображення параметрів виконується після активації кнопки **Графіка** у вікні результатів (рис. 2.21).



Назад Вихід Очистка графічного вікна

Рисунок 2.21 – Вікно відображення графіків сили різання і теплоти
 а) – етап врізання; б) – етап чорнового шліфування; в) – етап чистового шліфування; г) – етап виходжування

З аналізу графіків кривих на рис. 2.21 видно, що сила різання P_z зростає на початку етапу врізання протягом 0,1 хв. від 0 до 211,322 Н в його кінці; в кінці етапу попереднього (чорнового) шліфування протягом 0,214 хв. сила різання зменшується незначно до 206,661 Н; на етапі чистового шліфування, тривалість якого найбільша за цикл – 1 хв., спостерігається значне зменшення величини різання до 15,156 Н; на етапі виходжування протягом 0,12 хв. також спостерігається значне зменшення величини сили різання – до 1,516 Н.

На відзнаку від сили різання P_z кількість теплоти в зоні різання Q і частка теплоти $Q_{мор}$, що відводиться МОР постійно зростають і у стаціонарному режимі досягають деякої умовно постійної величини (див. рис. 2.21). Це пояснюється поступовим накопичуванням тепла у елементах технологічної

системи. Характер кривих теплоти Q і Q_{MOP} показує, що незважаючи на охолоджуючу дію MOP, загальна кількість теплоти у циклі зростає і стабілізуються на деякому рівні 191,27 і 162,27 кДж, відповідно.

Зазначимо, що при розрахунках теплового режиму системи застосування MOP були прийняті діапазони параметрів режиму різання, які приведені у табл. 2.1.

Таблиця 2.1 – Діапазони значень параметрів при визначенні сили різання на різних етапах циклу шліфування

Врізна подача, мм/хв.		Швидкість деталі, Vdet, м/хв	Зернистість круга z	Швидкість алмазу при правці S_{pr} , мм/хв.	Глибина різання при правці круга t , мм	Твердість круга (звуковий індекс) ZI
V_{vri}	V_{vroc}					
1...2	0,1...0,25	30...70	16...40	60...300	0,01...0,03	1,38...1,6

Шліфування виконувалося кругом шириною $B=40$ мм, твердістю CM2. Час попереднього шліфування 21...40 с, час остаточного шліфування 40...60 с.

2.4.3 Розрахунок температури у системі застосування MOP

Етап 2. Розрахунок температури. На цьому етапі визначається температура охолоджуючої рідини у резервуарі системи подачі MOP та її температура на виході із зони різання в залежності від об'єму резервуара.

Дослідження проводилися для наступних даних: витрата MOP 45 $\text{дм}^3/\text{хв.}$, робочий тиск 0,06 МПа; тип MOP – УКРІНОЛ-1 з концентрацією 3%. Результати досліджень показані у вигляді графіків вказаних температур на скріншоті графічного вікна програми Heat_T (рис. 2.18) при тих же параметрах режиму різання при шліфуванні, що й для розрахунку теплоти (див. табл. 2.1).

Розрахунок виконується на основі результатів першого етапу – розрахунку теплоти і здійснюється після виконання етапу 1. Для цього необхідно повернутися у головну форму програми за допомогою активації

кнопки **Назад** (див. рис. 2.20) і активувати кнопку **Розрахунок температури** у головному вікні програми (див. рис. 2.18).

Дані до розрахунку температури вводяться у спеціальному вікні (рис. 2.22) відповідно до схеми подачі МОР, приведеної на цій формі програми.

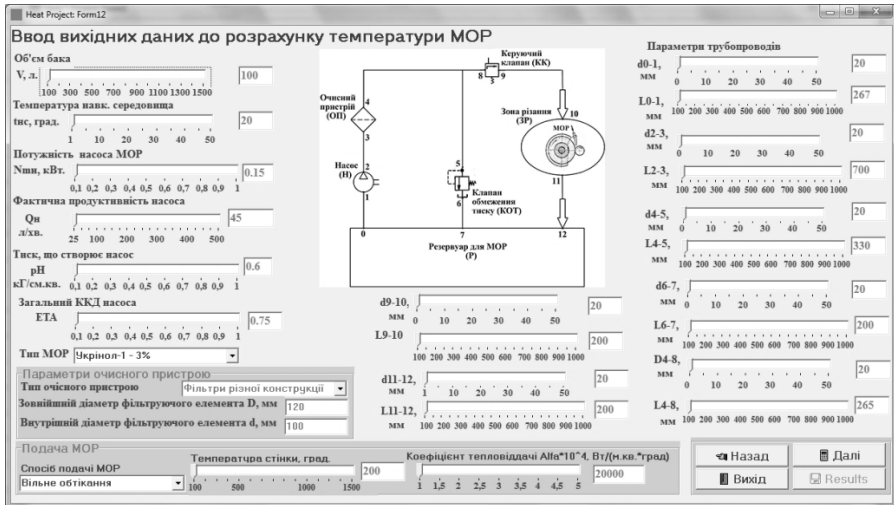


Рисунок 2.22 – Вікно введення даних до визначення температури МОР

Вказані дані – це об'єм резервуара, параметри насоса, температура навколишнього середовища, вид і спосіб подачі МОР, характеристики фільтрів, параметри трубопроводів, тощо. Дані можуть бути введені як безпосередньо в поля вводу за допомогою клавіатури, так шляхом переміщення движків трекбеків. Всі вказані дані повинні бути підготовлені заздалегідь за допомогою літератури, мережі Інтернет і інших джерел.

У програмі передбачене збереження і використання за замовченням даних, що використалися при останньому розрахунку.

Перехід до розрахунку температури шляхом виконується активації кнопки **Далі**, після чого програма пропонує вікно розрахунку температури (рис. 2.23). В цьому вікні з падаючого меню призначається режим роботи системи подачі МОР (опції **Робочий режим**, **Перепускний режим** або

Повний цикл). Крім того встановлюється масштаб зображення у графічному вікні осей температури і часу, а також потрібна точність обчислення температури.

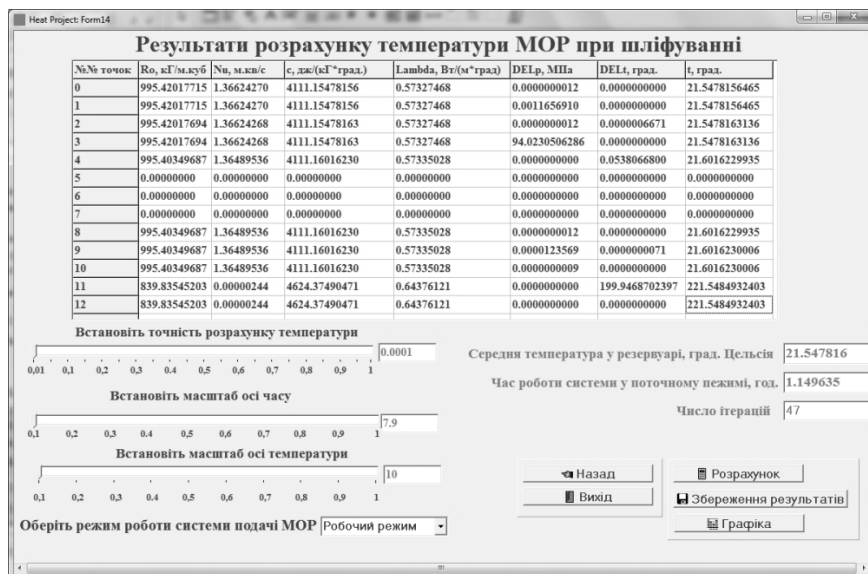


Рисунок 2.23 – Вікно розрахунку температури у всіх точках системи подачі МОР

Вказані параметри можна ввести безпосередньо з клавіатури в поля вводу, або встановити шляхом переміщення движків трекбеків.

Після активації розрахунку (кнопка **Розрахунок**) циклічний процес визначення температури у всіх 12-ти характерних точках системи подачі МОР (див. рис. 2.22) виконується у автоматичному режимі. По закінченню розрахунку необхідно зберегти результати у текстовому файлі (кнопка **Зберегти результати**), призначивши відповідне ім'я файлу. Папка, що рекомендується для збереження: *C:\ Program Files (x86)\Heat_T\Results*. Найбільш раціональним є призначення ім'я файлу з позначенням об'єму резервуара МОР і значення цього параметра, наприклад: V_100, де 100 – об'єм резервуара в літрах (дм³).

Для отримання зображення графіка зміни температура МОР у резервуарі системи подачі МОР в функції від часу, необхідно скористуватися кнопкою **Графіка**, після чого програма пропонує **Open Dialog** для вибору з папки **Result** (рис. 2.24) текстового файлу, на основі якого буде побудовано графік температури. Після закриття **Open Dialog** одразу подається графічне вікно, в якому буде представлено графік температури у резервуарі системи подачі МОР для даного об'єму резервуара.

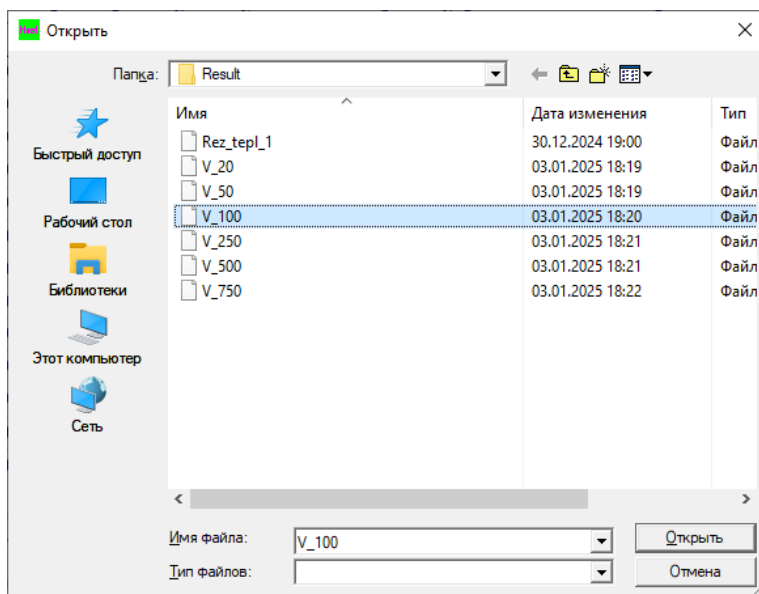


Рисунок 2.24 – Вибір файлу для побудови графіка температури

Виконавши розрахунки температури для різних об'ємів резервуара отримали графіки зміни температури для кожного циклу обробки при різних об'ємах резервуара (рис. 2.26). Графіки будуються у наступній послідовності:

- вибір файлу для побудови графіка (кнопка **Графіка** (див. рис. 2.24), кнопка **Открыть**;
- отримання графіка у графічному вікні програми (рис. 2.25);

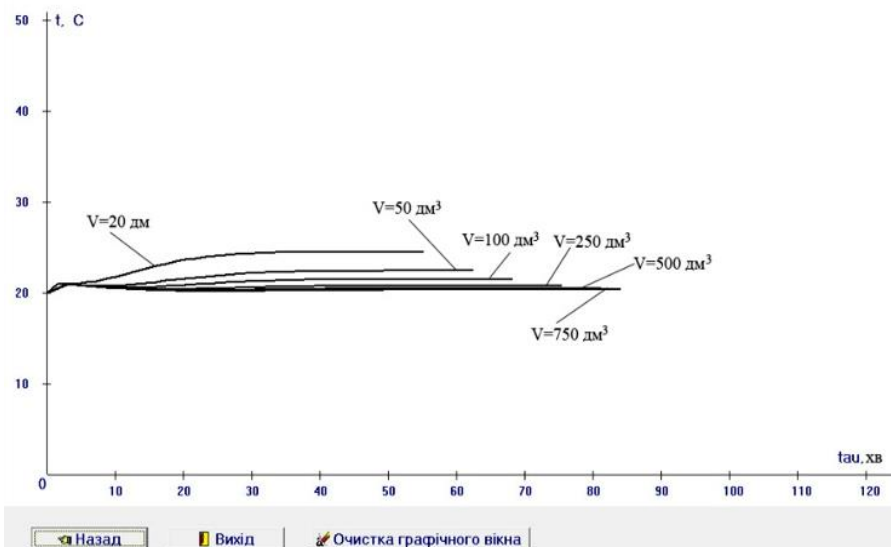


Рисунок 2.25 – Графіки зміни температури в резервуарі при різних його об'ємах

- повертання у вікно результатів (рис.2.25) – кнопка **Назад** на рис. 2.25;
- повторення попередніх пунктів для побудови чергового графіка і т. д.

Аналіз характеру окремих графіків показує початкову температуру у резервуарі і поступовий асимптотичний перехід до сталої температурни при даному об'ємі резервуара, тобто її стабілізації протягом певного періоду обробки деталей.

Програма дозволяє на основі графіків температури на рис. 2.25 обрати найбільш раціональний для заданих умов шліфування режим охолодження зони різання і базових елементів шліфувального верстата. При цьому необхідно мати на увазі, що стабілізація температури при менших об'ємах резервуару здійснюється швидше, але при більших її значеннях – 22...24 °С. При більших об'ємах цей процес проходить повільніше, але при менших значення температури – 20...21 °С.

Аналіз графіків температури у резервуарі МОР показує, що вони мають

характерну форму, яка складається з трьох ділянок:

– кривої, що характеризує роботу системи застосування МОР при великій подачі на етапі врізання з різким зростанням температури;

– кривої, що характеризує роботу системи застосування МОР у нестационарному режимі з плавним зростанням температури;

– майже прямої лінії, яка асимптотичне наближається до горизонтальної лінії усталеної температури, що характеризує роботу системи у стаціонарному режимі.

Аналіз результатів показав, що збільшення температури МОР після теплообміну між заготовкою і кругом пояснюється високою теплонапруженністю врізного шліфування, особливо на стадії попереднього шліфування, де температура навіть при застосуванні МОР коливається у діапазоні 200...900 °С [29].

Очевидно, що для прийнятих параметрів системи застосування МОР умовою підтримання середньої температури МОР у межах 20,43...24,1 °С в резервуарі його об'єм складав 100...750 дм³ (значення для об'єму 20 і 50 дм³ приведені на рис. 2.25 тільки для наочності, оскільки на практиці такі об'єми резервуара застосовуються дуже рідко). При цьому температура МОР на виході із зони різання коливається у межах 221,8...219,8°С.

Природно, він може бути й більшим, але подальше підвищення об'єму МОР при прийнятих умовах шліфування буде надмірним і приведе тільки до необґрунтованого збільшення габаритів резервуару.

Як видно з графіків на рис. 2.25 температура МОР при роботі у нестационарному режимі відрізняється незначно, але робота системи у стаціонарному режимі є більш бажаною, оскільки стабільний температурний режим забезпечує менші навантаження на насос і гідроапаратуру і менший вплив на точнісні параметри обробки.

Крім того, при точності розрахунку температури 0.0001 система подачі

МОР працює у нестационарному режимі від 44,03 до 77,78 хвилин, причому цей час збільшується зі збільшенням об'єму резервуару, що пояснюється більшою інерційністю теплообміну у більшому об'ємі рідини.

З метою визначення точок переходу від нестационарного режиму до стаціонарного досліджувалася (табл. 2.2) безперервна робота системи застосування МОР у робочому режимі (без переходу до перепускного).

Таблиця 2.2 – Параметри точок переходу системи застосування МОР від нестационарного режиму до стаціонарного

Об'єм резервуара, V , дм^3	Час до виходу із нестационарного режиму, хв.	Значення усталеної температури МОР в резервуарі, $^{\circ}\text{C}$
20	26,42	24,1
50	49,9	22,45
100	52,83	21,54
250	55,77	20,83
500	61,64	20,52
750	68,97	20,43

В результаті розрахунку встановлені точки переходу від нестационарного режиму до стаціонарного. Як видно з графіків, при точності розрахунку температури 0.001 система подачі МОР працює у нестационарному режимі від 24 до 32 годин, причому цей час збільшується зі збільшенням об'єму резервуару, що пояснюється більшою інерційністю теплообміну у більшому об'ємі рідини. В той же час, при практично доцільній точності розрахунку температури 0,5...1,5 $^{\circ}\text{C}$ час роботи системи у нестационарному режимі зменшиться до 5...12 годин.

Побудовано графіки залежностей параметрів теплового режиму системі подачі МОР (температури в резервуарі, температури в зоні різання, часу переходу від нестационарного до стаціонарного режиму) від об'єму резервуару.

На рис. 2.26 приведений графік залежності $t = f(V)$ середньої температури МОР у резервуарі від його об'єму. Як видно з графіка, середня температура у резервуарі падає зі збільшенням об'єму резервуара, але вже при об'ємі резервуара $V = 250 \text{ дм}^3$ МОР охолоджується фактично до температури навколишнього середовища.

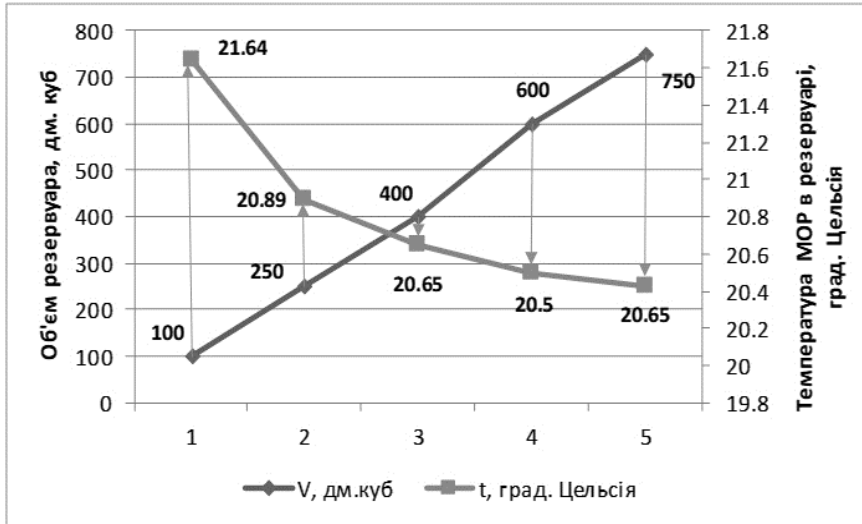


Рисунок 2.26 – Залежність температури МОР в резервуарі від його об'єму

Графік залежності $t_{зр} = f(V)$ на рис. 2.27 показує, що охолодження зони різання МОР з температурою $t = 22...24^{\circ}\text{C}$ викликає в свою чергу, підвищення її температури на виході із зони різання до $t_{зр} \approx 225^{\circ}\text{C}$, тому для заданих умов шліфування можна рекомендувати об'єм резервуару $V = 250...400 \text{ дм}^3$.

Таким чином, для вибору оптимального об'єму резервуара з однієї сторони необхідно максимальне охолодження МОР шляхом забезпечення достатнього об'єму резервуара, з іншої сторони – небажано необгрунтовано збільшувати об'єм резервуару, що приводить до підвищення часу роботи у нестационарному режимі.

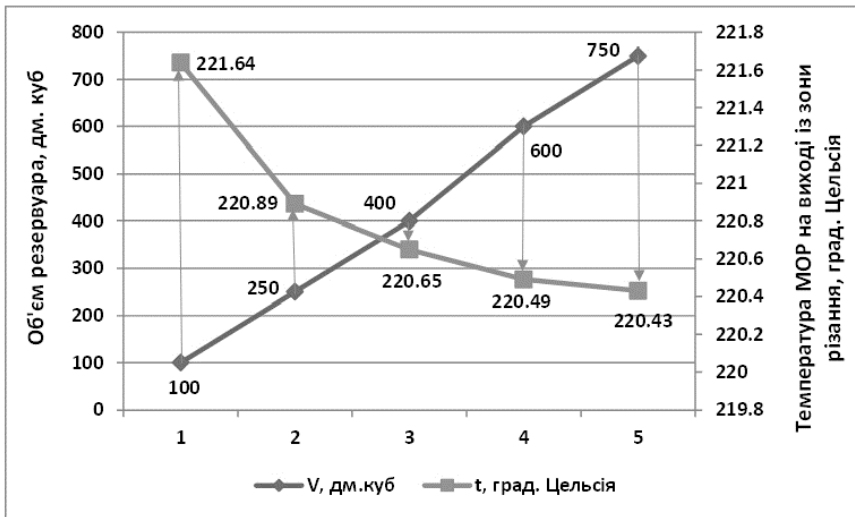


Рисунок 2.27 – Залежність температури на виході із зони різання від об'єму резервуару в системі подачі МОР

На рис. 2.28 приведена залежність $\tau = f(V)$ часу (моменту) переходу системи подачі МОР з нестационарного режиму до стаціонарного.

Очевидно, що при збільшенні об'єму резервуару збільшується час роботи системи у нестационарному режимі. Це пояснюється більшою інерційністю охолоджуючої дії резервуару більшого об'єму. З цієї причини надмірне перевищення необхідного об'єму резервуару є не бажаним, оскільки приводить до необґрунтованого збільшення габаритів виробничої площі і підвищенню собівартості виготовлення шліфованих деталей.

Таким чином, вибір раціонального об'єму резервуару підсистеми застосування МОР для шліфувальних верстатів є важливою задачею щодо підвищення ефективності виробництва. Вибір об'єму резервуару необхідно здійснювати на основі попередніх розрахунків температури МОР у ньому з використанням запропонованих вище методичних і програмних засобів і наступного аналізу температурного режиму підсистеми застосування МОР.

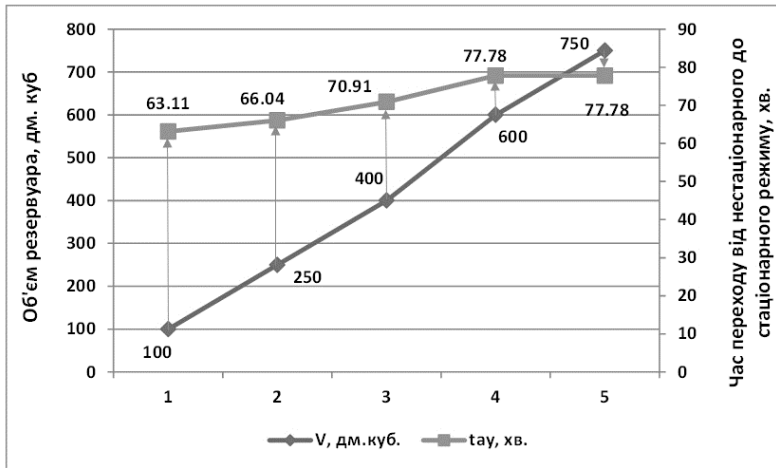


Рисунок 2.28 – Залежність часу переходу від нестационарного до стаціонарного теплового режиму від об'єму резервуару в системі подачі МОР

Дослідження показало, що інструментами забезпечення раціонального теплового режиму системи застосування МОР є підбір потрібного об'єму резервуара і відповідних характеристик насоса на основі автоматизованого розрахунку параметрів температурного режиму МОР за допомогою розроблених програмних засобів.

2.5 Математична модель шліфування з додатковими проміжними правками

2.5.1 Модель і алгоритм зменшення кількості теплоти, що переходить у МОР при шліфуванні, за рахунок додаткових проміжних правок круга

Одним з найбільш актуальних шляхів удосконалення технологічних процесів обробки різанням є підвищення енергетичної ефективності металорізальних верстатів при забезпеченні потрібної точності і продуктивності обробки деталей.

Енергоємність технологічних операцій, що виконуються на металорізальному верстатах, змінюється в широкому діапазоні значень. Особливо енерговитратними є операції шліфування, на яких за даними досліджень [106] енергоємність в 10 разів перевищує енергоємність лезової обробки. Для рішення проблеми зниження енергоємності шліфувальних операцій виконується обов'язковий енергетичний аналіз технологічних систем обробки різанням з метою визначення енергоємності окремих елементів та визначення структури енерговитрат конкретного верстата і його допоміжних систем.

При рішенні вказаної задачі досягається два позитивних результати:

- зменшення енергоспоживання верстатом з метою інтенсифікації процесу енергозбереження забезпечує зниження собівартості обробки на операціях шліфування;

- внаслідок виникнення температурних деформацій, як відомо, погіршуються точність круглошліфувальних верстатів [106-108], тому зниження енергоспоживання і, відповідно, зменшення інтенсивності тепловиділення забезпечує зниження температурних деформації елементів верстата і підвищення точності деталей, що оброблені.

Одним з найбільш перспективних шляхів підвищення енергоефективності шліфування є пошук нових або удосконалення існуючих технологічних схем і способів обробки шліфуванням, які відрізняються мінімальними енерговитратами. Як відомо, кількість теплоти, що виділяється у зоні різання, пропорційна потужності, що витрачається на різання, а отже і величині тангенціальної складової сили різання. Для її зниження необхідно підтримувати максимальну ріжучу здатність шліфувального круга протягом усього періоду обробки заготовки. Особливо актуальною ця проблема є для круглого врізного шліфування фасонних деталей, при якому одночасно з втратою ріжучої здатності абразивних зерен спотворюється геометрія профілю шліфувального круга.

Таким чином, проблема зниження енергоємності шліфувальних верстатів за рахунок удосконалення існуючих і створення нових технологічних схем шліфування і правки шліфувальних кругів є актуальною. Крім того, необхідно створювати умови обробки, при яких в МОР передається менша кількість теплоти для зменшення її нагріву.

Дослідженню процесів правки шліфувальних кругів присвячені роботи численних дослідників. Досліджувалися різноманітні процеси і явища, які супроводжують процес правки, в тому числі, механізми взаємодії круга і правлячого інструменту, теплові процеси, можливості підвищення ефективності і зниження собівартості правки за рахунок зниження витрати шліфувальних кругів і правлячих інструментів [108-112].

Найбільш системно вказані питання розглянуті в статті [109], де теоретично і експериментально досліджено теплові процеси у зоні контакту круга і правлячого інструменту, в тому числі, при шліфуванні з безперервною правкою і застосуванням МОР. В статті запропоновано ряд принципово нових ефективних схем і способів правки кругів, в тому числі і з ультразвуковою подачею МОР, захищених авторськими свідоцтвами і патентами.

На виробництві найчастіше застосовують методи правки алмазним олівцем, брусками, роликками тощо [109-111]. Відомі методи правки променем лазера [112] та за допомогою плазмотрону [113], але вони відрізняються значною енергоємністю, тому на практиці застосовуються рідше.

Встановлено [109], що витрата шліфувальних кругів на правку складає 90-95% від загальної їх витрати, а витрати коштів на правку досягають 40-70% від собівартості всієї шліфувальної операції.

Просторове розташування ріжучого профілю шліфувального круга багато в чому визначається конструкцією і розташуванням пристрою для правки круга.

Пристрій для правки, що розташований на столі, при кожній правці компенсує погрішності, що викликані температурними деформаціями, які

виникають у процесі обробки після попередньої правки.

Пристрої для правки, що встановлені на шліфувальній бабці, у більшості випадків при відсутності спеціальних коригувальних конструктивних пристроїв, збільшують величину погрішності положення шліфувального круга відносно заготовки. Це здійснюється в результаті зміни просторового положення правлячого алмаза відносно круга в результаті нагріву шліфувальної бабки.

Найбільш поширеним способом правки є точіння (алмазною голкою, алмазним олівцем, алмазною пластиною) або шліфування (алмазним кругом або алмазним роликком). Частіш за все, розглядається схема правки шліфувального круга по мірі його фактичного затуплення (окрім режиму самозаточування), правка здійснюється після повної втрати ріжучої здатності.

Існує велика кількість схем обробки шліфуванням які відрізняються періодичністю і способом правки шліфувального круга.

Найбільш поширеною є схема А (рис. 2.29), відповідно до якої обробку здійснюють практично до повної втрати ріжучої здатності шліфувального круга, при цьому сила різання P_z , ефективна потужність N_{ef} , та кількість теплоти Q зростає до критичного значення.

Критичне значення потужності $N_{ef\,кр}$ в момент часту $t_{кр}$ визначається за формулою

$$N_{ef\,кр} = P_{z\,кр} \cdot V_k, \quad (2.49)$$

де V_k – швидкість шліфувального круга;

$P_{z\,кр}$ – критичне значення тангенціальної складової сили різання.

Відповідно до схеми А, кількість теплоти, еквівалентна роботі різання за період часу $t_{кр}$ визначиться за залежністю

$$Q_A = \int_0^{t_{кр}} N_{ef}(t) \cdot dt = V_k \int_0^{t_{кр}} P_z(t) \cdot dt \quad (2.50)$$

Після настання моменту $t_{кр}$ виконують правку круга, відновлюючи його вихідну ріжучу здатність.

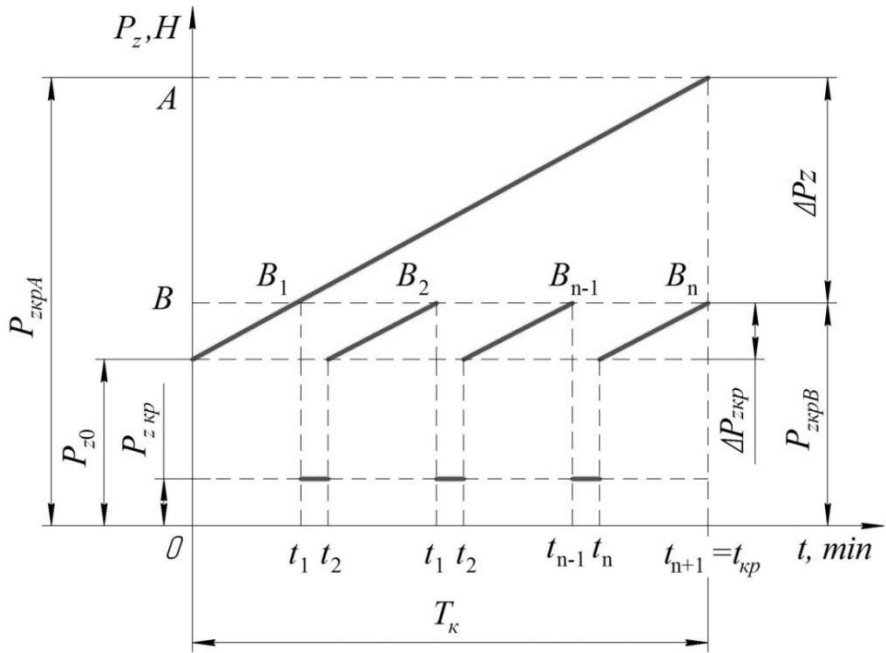


Рисунок 2.29 – Зміна складової сили різання P_z при шліфуванні за різними схемами обробки

Для підтримання максимальної ріжучої здатності шліфувальних кругів при круглому шліфуванні протягом максимально можливого часу пропонується використовувати технологічну схему шліфування з додатковими проміжними правками. В основу схеми покладено математичну модель теплових процесів при круглому шліфуванні з ДПП та визначено залежності для розрахунку основних параметрів, що характеризують теплові процеси, які здійснюються під час обробки та правки шліфувального круга: критичної сили різання при шліфуванні до повної втрати кругом різальної

здатності на основі критерію обмеження допустимого навантаження приводу шліфувального круга; часу шліфування між суміжними проміжними правками та кількості правок при обробці з ДПП; теплоти, що еквівалентна роботі, яка витрачається на різання до повної втрати кругом ріжучої здатності; теплоти, що еквівалентна роботі, яка витрачається на різання між двома суміжними додатковими правками при обробці з ДПП.

Суть математичної моделі шліфування з ДПП у наступному.

Якщо лімітуючим фактором обробки є точність обробленої деталі, а не продуктивність шліфування та витрати абразивного матеріалу, то вважається раціональним застосовувати схему В з проміжними правками для збереження ріжучої здатності круга на певному заданому рівні. За рахунок правки значення параметрів процесу шліфування P_z , N_{ef} та Q періодично відновлюються і набувають початкових значень.

Схема В обробки визначається, як схема з додатковими проміжними правками.

Для кожної з точок B_i ($i = 1, 2, 3, \dots, n$) виконується співвідношення:

$$N_{Вef\ i} = P_{zBi} \cdot V_k, \quad (2.51)$$

де n – кількість циклів обробки за схемою В, після кожного з яких виконується проміжна правка.

Для відновлення ріжучої здатності шліфувального круга через інтервали часу $0-t_1, t_2-t_3, t_4-t_{n-1}, t_n-t_{n+1}$ виконується додаткова правка.

Потужність, що витрачається на правку круга розраховується за залежністю

$$N_{np} = P_{z\ np} \cdot V_k + P_{пер} V_{np}, \quad (2.52)$$

де $P_{z\ np}$ – тангенціальна складова сили різання при правці;

$P_{пер}$ – сила опору переміщенню елементів технологічної системи при правці;

V_{np} – швидкість переміщення інструмента, що править круг.

За рахунок відновлення ріжучої здатності круга в результаті правки складова сили різання при шліфування зменшується на величину ΔP_{znp}

$$\Delta P_z = P_{z\text{кр}A} - P_{z\text{кр}B}, \quad (2.53)$$

де $P_{z\text{кр}A}, P_{z\text{кр}B}$ – критична сила при обробці за схемами А і В, відповідно.

Теплота, еквівалентна роботі різання при обробці за схемою В, визначиться на кожній ділянці циклу обробки залежністю:

$$Q_{Bi} = \int_{t_{i-1}}^{t_i} N_{\text{вєф}i}(t) \cdot dt = V_{\kappa} \int_{t_{i-1}}^{t_i} P_{zBi}(t) \cdot dt \quad (2.54)$$

Теплота, еквівалентна роботі правки круга при обробці за схемою В, визначиться на кожній ділянці циклу обробки залежністю:

$$Q_{npBi} = \int_{t_{i-1}}^{t_i} N_{\text{єф}np}(t) \cdot dt = \int_{t_{i-1}}^{t_i} (P_{znp}(t) \cdot V_{\kappa} + P_{np}(t) \cdot V_{np}) \cdot dt \quad (2.55)$$

Повна теплота, еквівалентна роботі різання за повний цикл обробки за схемою В:

$$Q_{B\Sigma} = \sum_{i=1}^n (Q_{Bi} + Q_{npBi}) = \sum_{i=1}^n \left(V_{\kappa} \int_{t_{i-1}}^{t_i} P_{zBi}(t) \cdot dt + \int_{t_{i-1}}^{t_i} (P_{znp}(t) \cdot V_{\kappa} + P_{np}(t) \cdot V_{np}) \cdot dt \right) \quad (2.56)$$

Застосування схеми В є доцільним при виконанні умови

$$Q_A > Q_B, \quad (2.57)$$

тобто умовою застосування ДПП є обов'язкове зниження теплоти, що виділяється при різанні і поглинається МОР.

Для шліфування та правки характерна висока теплова напруженість процесу. При періодичній правці алмазним олівцем у зв'язку з втратою зернами круга різальних властивостей спостерігається збільшення складових P_y та P_z сили різання, тобто, шліфувальний круг працює в режимі поступової втрати ріжучої здатності.

Для оцінки теплових потоків в зоні різання необхідно визначити величину дотичної складової сили різання при шліфуванні та під час правки. По даним дослідників [106] сила різання за рахунок погіршення різальної здатності круга збільшується за 5 хв. роботи з 40 Н до 62,5 Н, тобто на 22,5 Н при шліфуванні загартованої сталі 45 HRC 48-52 при швидкості зняття матеріалу 3,75 см³/хв.

За даними статті [109] при обробці тієї ж сталі зі швидкістю 50 м/с сила різання збільшується з 84 Н до 110 Н, тобто на 26 Н. При цьому закон збільшення сили різання являє собою лінійну функцію.

Використовуючи вказані дані можна спрощено записати вираз для визначення сили P_z у будь який момент часу у вигляді лінійної залежності:

$$P_{z\text{ кр}} = k_{\varphi}t + P_{z0}, \quad (2.58)$$

де k_{φ} – експериментально встановлене хвилинне прирощення сили різання $P_z(t)$ при заданих умовах шліфування;

P_{z0} – величина сили різання при максимальній різальній здатності круга, тобто, одразу після правки.

Визначивши величини k_{φ} і P_{z0} при шліфуванні загартованої сталі 45, відповідно даним [109] і [110] і усереднивши результати, отримали єдине конкретне залежності для розрахунку критичної сили різання для заданих умов шліфування:

$$P_{z\text{ крА}} = 4,85t + 62 \quad (2.59)$$

Критерієм призначення максимально допустимої потужності різання, яка досягається при критичній втраті шліфувальним кругом ріжучої здатності приймалася потужність приводу обертання круга. Якщо вважати потужність електродвигуна приводу $N_{\text{дв}}$, то можна записати умову обмеження потужності різання:

$$N_{\text{дв}}\eta_k \leq P_{z\text{ крА}} \cdot V_k, \quad (2.60)$$

звідкіль критична величина складової сили різання визначиться

$$P_{z\text{кр}A} \leq \frac{N_{\text{дв}} \eta_{\kappa}}{V_{\kappa}}, \quad (2.61)$$

де η_{κ} – коефіцієнт корисної дії приводу обертання круга.

Час обробки до критичної втрати кругом ріжучої здатності визначиться із залежності (2.58):

$$t_{\text{кр}A} = \frac{P_{z\text{кр}A} - P_{z0}}{k_{\varphi}}, \quad (2.62)$$

або для заданих умов шліфування із залежності (2.59):

$$t_{\text{кр}A} = \frac{P_{z\text{кр}A} - 62}{4,85}, \quad (2.63)$$

Окремою задачею є вибір величин $P_{z\text{кр}B}$, яке повинна визначати ступінь зниження ріжучої здатності круга, а значить, необхідність його проміжної правки. Для наближеної оцінки схеми обробки В з ДПП приймали:

$$P_{z\text{кр}B} = k_{\Delta} \cdot P_{z0} \quad (2.64)$$

де k_{Δ} – коефіцієнт допустимого збільшення сили різання у діапазоні $k_{\Delta} = 1,15 \dots 1,5$, що не протирічить даним досліджень [109] і [110].

При відомому значенні $P_{z\text{кр}B}$ визначали час між проміжними правками, перетворюючи залежність (2.62) для схеми В:

$$t_{\text{кр}B} = \frac{P_{z\text{кр}B} - P_{z0}}{k_{\varphi}} \quad (2.65)$$

або для заданих умов шліфування:

$$t_{\text{кр}B} = \frac{P_{z\text{кр}B} - 62}{4,85}, \quad (2.66)$$

При обробці з ДПП круга моделі та формули враховують геометричні параметри абразивного зерна, оброблюваний матеріал, властивості МОР [114] та ін. Найчастіше формули для визначення P_z при шліфування мають вигляд емпіричних степеневих функцій.

Для визначення складової P_{znp} при правці можна скористатися даними [109], які отримані експериментально при різанні-дряпанні абразивного зерна алмазним індентором. За даними дослідника при використанні в якості МОР 5%-го розчину АКВОЛ 15 величина P_{znp} коливається від 0,81 до 0,99 Н в залежності від радіуса вершини алмазного олівця.

Величина тангенціальної сили при правці $P_{пер}$ визначається сумою

$$P_{пер} = P_{\Sigma} + P_{xnp} \quad (2.67)$$

де P_{Σ} – сила опору, яка виникає внаслідок переміщення стола з встановленими на ньому деталями;

P_{xnp} – осьова складова сили різання при правці.

Сила опору P_{Σ} залежить від маси стола, передньої та задньої бабок, люнетів та інших елементів, що встановлено на столі верстата, а також від коефіцієнту тертя у напрямних, тобто

$$P_{\Sigma} = G_{ст} \cdot f_{нп} \quad (2.68)$$

де $G_{ст}$ – загальна сила ваги стола зі встановленими на ньому елементами технологічної системи при правці;

$f_{нп}$ – коефіцієнт тертя у напрямних.

Значення осьової сили P_{xnp} можна з достатньою точністю прийняти в долях від тангенціальної сили P_{znp} у відповідності із залежністю

$$P_{xnp} = (0,15 \dots 0,25) P_{znp} \quad (2.69)$$

Якщо припустити, що сила опору P_{Σ} та осьова сила P_x є сталими величинами для заданих умов обробки, то остаточно теплота, еквівалентна роботі правки:

$$Q_{np} = V_{\kappa} \int_0^{P_{np}} P_{znp}(t) dt + (P_{\Sigma} + P_x) V_{np} t_{np} \quad (2.70)$$

Час правки можна визначити виходячи з режимів, в яких встановлено

глибину правки t (мм), швидкість переміщення стола V_{np} , тоді, якщо припуск, що знімається при правці дорівнює Z_{np} , то кількість проходів при правці

$$n_{nn} = \frac{Z_{np}}{t}.$$

З урахуванням вищевказаного, час правки круга визначається за формулою

$$t_{np} = \frac{H_{\kappa}}{V_{np}} \cdot n_{nn}. \quad (2.71)$$

2.5.2 Дослідження математичної моделі шліфування з ДПП

Математична модель шліфування з ДПП реалізована у вигляді алгоритму і програми Pravka [105], розрахунку теплових параметрів різання при круглому шліфуванні, на яку отримане свідоцтво про реєстрацію авторського права.

Програма побудована на основі алгоритму, який містить такі основні блоки: ввід вихідних даних; обчислення сил різання, кількості теплоти, що виділяється при обробці, та кількості теплоти, що виділяється при правці шліфувального круга, кількість правок і інші теплові і технологічні параметри; візуалізація у числовому і графічному вигляді результатів розрахунку; збереження в текстовому файлі результатів розрахунків.

Програма представлена у вигляді інсталяційного пакета і встановлюється на комп'ютер стандартним чином – запуском файлу **setup.exe**, який входить в склад інсталяційного пакету.

Виконання програми передбачає наступні етапи.

Етап 1. Призначення і введення наступних вихідних даних до розрахунку, яке здійснюється у вікні на рис. 2.30, що відображається після запуску програми:

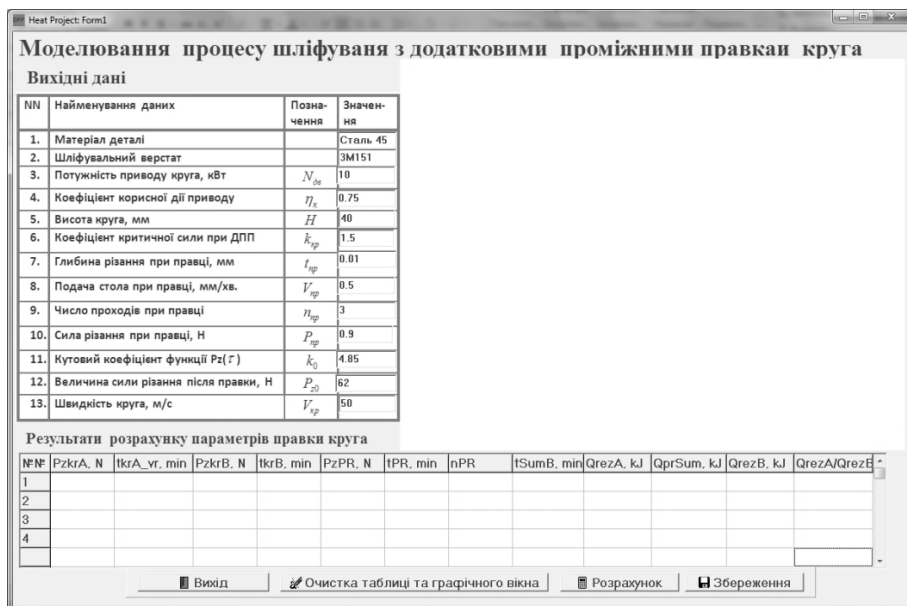


Рисунок 2.30 – Інтерфейс програми Pravka

– матеріал деталі вводиться користувачем вручну і носить довідковий характер, який користувач застосовує при призначенні швидкості шліфувального круга;

– марка шліфувального верстату також вводиться користувачем з метою співставлення її зі значенням потужності приводу шліфувального круга, яка задається рядком нижче;

– потужність задається користувачем і відповідності з маркою верстату за його паспортом, причому програмою передбачено розрахунок для двигунів потужністю в діапазоні $6 \text{ кВт} \leq N_{\text{дв}} \leq 10,5 \text{ кВт}$; введення значення потужності, яке не відповідає вказаному діапазону, блокується програмою з виводом відповідного повідомлення;

– коефіцієнт корисної дії приводу шліфувального круга призначається як правило, у межах $\eta_k = 0,5-0,8$;

– висота шліфувального круга для його форми ПП (плоский прямиий) – вводиться фактичне значення цього параметра;

– коефіцієнт критичної сили різання показує у скільки раз повинна зрости сила різання у порівнянні з її величиною після правки, щоб здійснити чергову додаткову правку круга;

– глибина різання, подача стола шліфувального верстату, число проходів при правці, сила різання при правці – довідкові середні параметри режиму різання при правці шліфувального круга;

– кутовий коефіцієнт у лінійній функції $Pz = P_{z0} + k_0 t$, за допомогою якої авторами запропоновано апроксимувати реальну емпіричну залежність для розрахунку головної складової сили різання, що допустимо використовувати для розрахунку критичного значення сили різання при шліфуванні з ДПП;

– величина сили різання після правки P_{z0} – середнє значення цієї величини при заданих умовах і режимах шліфування, яке встановлене з аналізу відомих досліджень цього процесу; користувач може скорегувати це значення при зміні параметрів обробки (потужність приводу, висоти шліфувального круга, його швидкості);

– швидкість шліфувального круга встановлюють в межах 30-60 м/с.

Етап 2. Розрахунок параметрів ДПП і візуалізація результатів у числовій і графічній формі на екрані комп'ютера.

Виконується у наступній послідовності:

– задається значення коефіцієнта $k_{кр}$ (на рис.2.31 – $k_{кр} = 1,25$), тим самим встановлюється критичне значення сили різання $P_{zкр}$ (для даного прикладу $P_{zкр} = 77,5$ Н), при досягненні якого виконується чергова додаткова правка.

Шляхом активації кнопки «Розрахунок» виконується розрахунок, результати якого відображаються на екрані. При вказаних значеннях $k_{кр}$ і $P_{zкр}$ число правок за час обробки буде дорівнювати п'ять (рис. 2.31);

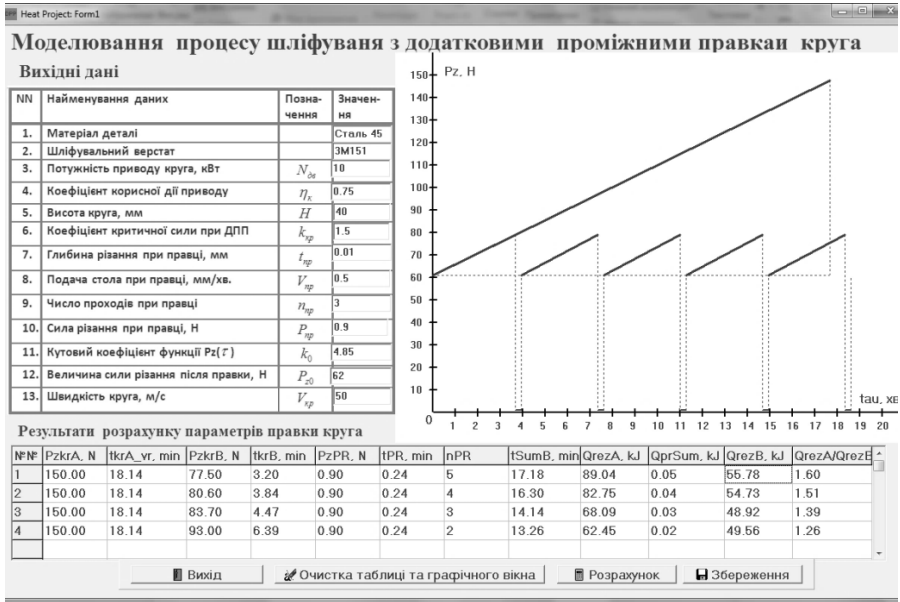


Рисунок 2.31 – Параметри шліфування при кількості правок 5

– дискретною зміною значення $k_{\text{кр}}$ з певним кроком (i , відповідно, $P_{z\text{кр}}$) виконуються розрахунки, результати яких приведені на рис. 2.32-2.34.

У наведеному прикладі розрахунок виконувався для значень $k_{\text{кр}} = 1,25; 1,3; 1,35; 1,5$.

Етап 3. Аналіз результатів і вибір раціонального режиму правки шліфувального круга.

Як видно з рис.2.32-2.34 на екран виводиться таблиця результатів розрахунку при різних значеннях $k_{\text{кр}}$ і $P_{z\text{кр}}$, яка використовується при виборі схеми і числа ДПП. При цьому при click ЛКМ на будь якому рядку таблиці приводить до відображення у графічному полі вікна програми графіків зміни сили різання, який відповідає набору даних,веденому у даному рядку.

Критерієм вибору раціональної схеми є час шліфування між додатковими $t_{\text{крB}}$ був кратний машинному часу t_M операції шліфування однієї деталі.

Моделювання процесу шліфування з додатковими проміжними правками круга

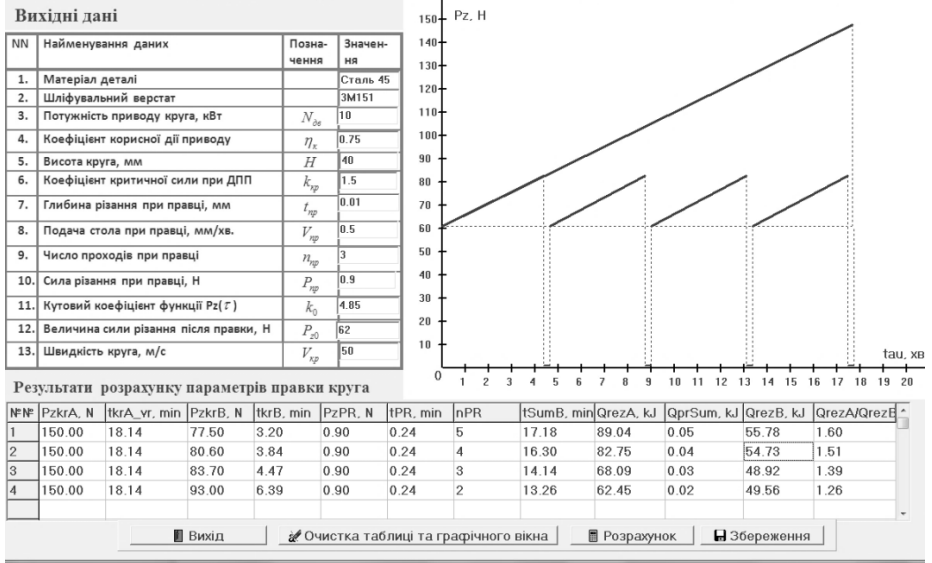


Рисунок 2.32 – Параметри шліфування при кількості правок 4

Моделювання процесу шліфування з додатковими проміжними правками круга

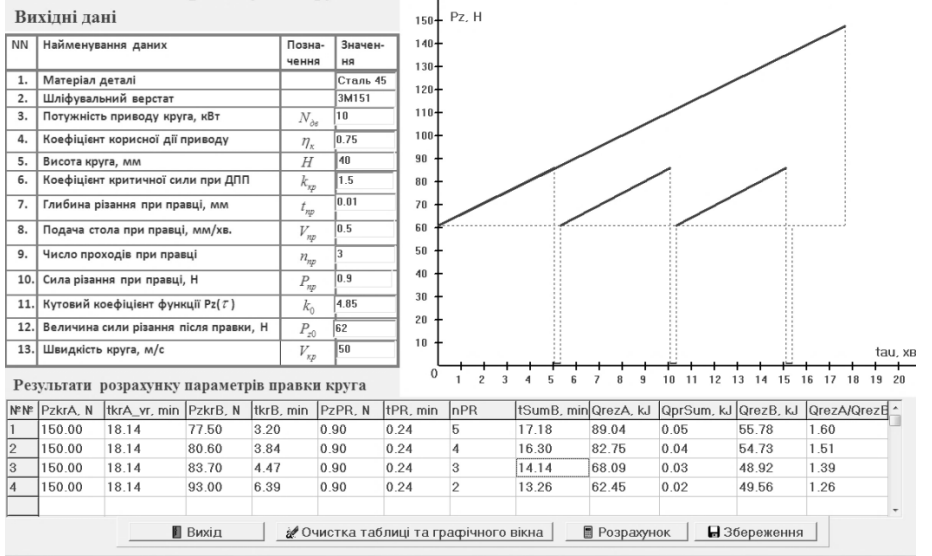


Рисунок 2.33 – Параметри шліфування при кількості правок 3

Моделювання процесу шліфування з додатковими проміжними правками круга

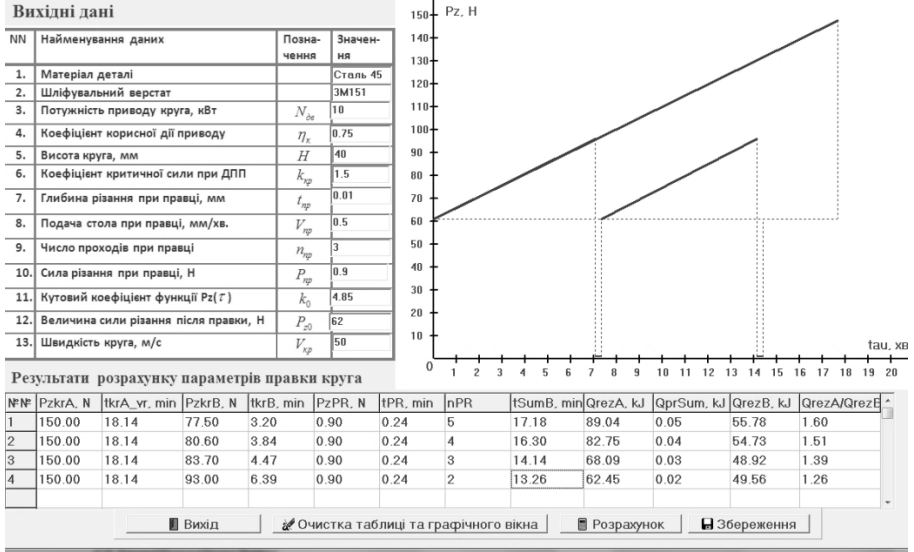


Рисунок 2.34 – Параметри шліфування при кількості правок 2

Схема ДПП вважається раціональною, якщо час t_{krB} шліфування між додатковими правками рівний або кратний машинному часу t_M шліфування однією деталі, тобто:

$$t_{krB} = i \cdot t_M, \quad (2.72)$$

де $i=1, 2, 3, \dots$ ціле число.

Тоді з'являється можливість обрати таке число ДПП, яке дозволяє планувати обробку певного числа заготовок за час шліфування між черговими додатковими правками.

У наведеному прикладі при $t_M=2,2$ хв. найбільш раціонально використовувати схему №3 наведену на рис.2.34. Час шліфування між додатковими правками при цій схемі складає $t_{krB}=4.47$ хв., що дає можливість обробити дві деталі за одну правку.

Програма дозволяє зберегти у текстовому файлі (кнопка **Збереження**) результати, наведені у таблиці. о потім, очистити таблицю і графічне вікно (кнопка **Очистка таблиці і графічного вікна**) і виконати повторні розрахунки з іншими варіантами даних. За програмою Pravka виконано багатоваріантний розрахунок параметрів правки при шліфуванні за схемами А і В. Як варійований параметр застосовували силу $P_{зкрВ}$. За результатами побудовані графіки зміни сили різання і теплоти при шліфуванні за схемою А без проміжних правок і за схемою В з ДПП.

Приймалися наступні вихідні параметри обробки: діаметр заготовки $D_{заг} = 50$ мм; матеріал заготовки – сталь 45; шліфувальний круг з параметрами ПП 350x40x305 24А 25 СМ2 50 м/с АА1; верстат – круглошліфувальний 3М151, мастильно-охолоджувальна рідина УКРІНОЛ-1 концентрація 3%.

Як видно з рис. 2.35, сила різання $P_{зА}$ змінюється за лінійним законом, що відповідає рівнянню (2.59), і досягає максимуму ($P_{зА} = 149,98$ Н) в кінці періоду стійкості $T_{кр}$ круга при $t_{крА} = T_{кр}$.

В той же час, при шліфуванні з ДПП (схема В на рис. 2.36), сила різання $P_{зкрВ}$ зворотно пропорційна кількості правок і має максимальне значення ($P_{зкрВ} = 93$ Н) при кількості правок 2 и поступово зменшується до $P_{зкрВ} = 71,3$ Н по мірі зростання кількості проміжних правок до 8.

Кількість теплоти, що еквівалентна роботі різання за період часу $t_{БС} \leq t_{крА}$ при шліфуванні з ДПП, залежить від кількості проміжних правок і змінюється від $Q_B = 49,56$ кДж при 2 проміжних правках до $Q_B = 55,78$ кДж при 5-ти проміжних правках. Якщо порівняти кількість теплоти еквівалентної роботі різання за схемою А і схемою В, можна зробити висновок, що при застосуванні ДПП можна дістатися зниження кількості теплоти, що виділяється у зоні різання, на 25...75% при кількості проміжних правок, відповідно 2...8.

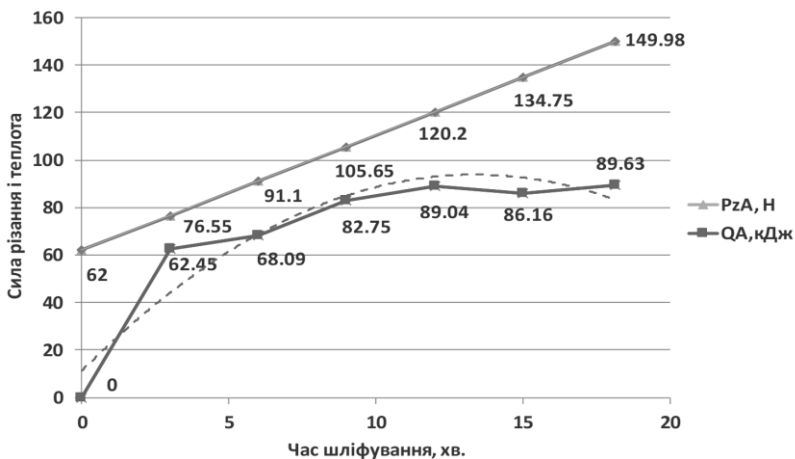


Рисунок 2.35 – Графік зміни сили різання і кількості теплоти при шліфуванні

без ДПП: $S_{вр_н} = 1,4$ мм/хв.; $S_{вр_ос} = 0,1$ мм/хв.; $Z_n = 0,3$ мм; $Z_{ос} = 0,1$ мм;

$$V_{заг} = 60 \text{ м/хв.}; V_k = 50 \text{ м/с}$$

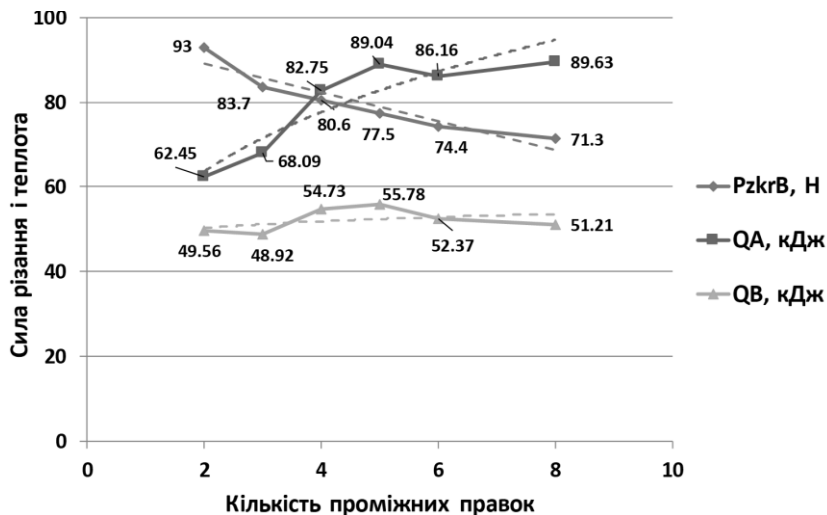


Рисунок 2.36 – Зміна сили різання і кількості теплоти при шліфуванні за

схемами А і В: $S_{вр_н} = 1,4$ мм/хв.; $S_{вр_ос} = 0,1$ мм/хв.; $Z_n = 0,3$ мм; $Z_{ос} = 0,1$ мм;

$$V_{заг} = 60 \text{ м/хв.}; V_k = 50 \text{ м/с}; V_{np} = 0,5 \text{ м/хв.}; t_{np} = 0,01 \text{ мм}$$

Окремо розглядався час шліфування. На рис. 2.37 приведено графік зміни часу шліфування між суміжними правками $t_{крВ}$ в залежності від кількості проміжних правок на діапазоні часу $t_{ВΣ} \leq t_{крА}$.

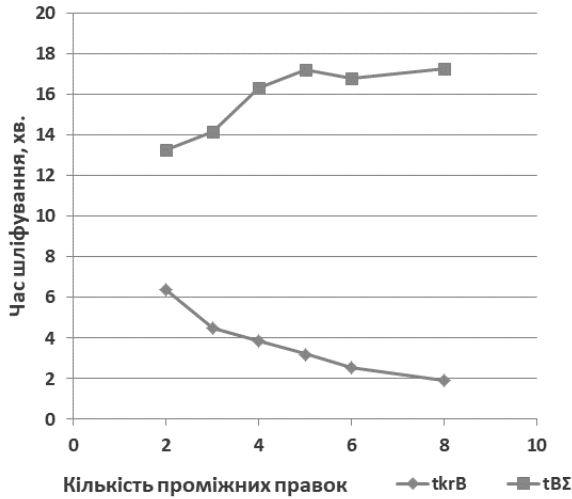


Рисунок 2.37 – Зміна часу шліфування в залежності від кількості проміжних правок: $t_{крВ}$ – між суміжними правками; $t_{ВΣ}$ – повний час шліфування

Зрозуміло, що проміжок часу між правками $t_{крВ}$ тим більше, чим менша їх кількість і навпаки. З графіка також очевидно, що сумарний час шліфування збільшується зі збільшення кількості правок.

Проте, як видно з графіків на рис. 2.36, зменшується сила різання і теплота, що виділяється у зоні різання. Враховуючи викладені міркування для заданих умов шліфування можна рекомендувати схеми з ДПП, при яких виконується 4...6 проміжних правок, а регулювання їх кількості здійснюється за допомогою вибору відповідної величини сили різання $P_{зкрВ}$, а значить, і часу шліфування між додатковими правками $t_{крВ}$.

Найбільш раціональною умовою вибору значення $t_{крВ}$ можна вважати його рівність або кратність машинному часу шліфування, тоді час $t_{кр}$ правки можна цілком або частково перекрити допоміжним часом на операції.

Достовірність порівняльної оцінки технологічної ефективності обробки шліфуванням з ДПП багато в чому залежить від вибору критеріїв оцінки процесу.

З врахуванням специфіки обробки запропоновані наступні критерії:

– коефіцієнт, що враховує втрати абразиву при правці шліфувального круга:

$$K_a = \frac{V_{II}}{V_{III}} \quad (2.71)$$

де V_{II} – об'єм абразиву, що видаляється при правці за традиційної схемою, мм³;

V_{III} – об'єм абразиву, що видаляється при правці за схемою з ДПП, мм³.

За допомогою цього критерію можна оцінити витрату надтвердих матеріалів, якщо співставити схеми обробки з різними схемами правки;

– коефіцієнт, що враховує ефективність шліфування з ДПП:

$$K_{ДПП} = \frac{V_M}{V_{III}}, \quad (2.73)$$

де V_M, V_{III} , – об'єм абразиву, що видаляється при правці за традиційної схемою та за схемою з ДПП відповідно, мм³;

– коефіцієнт, що враховує необхідну кількість додаткових проміжних правок для видалення певного об'єму матеріалу:

$$K_{III} = \frac{n_{III}}{V_M}, \quad (2.74)$$

де n_{III} – кількість проміжних правок при схемі з ДПП;

– комплексний показник, що враховує зміни різальної здатності

шліфувального круга при шліфуванні за схемою з ДПП:

$$K_{\Sigma} = \frac{K_{III}}{K_{II}}, \quad (2.75)$$

де K_{II} – коефіцієнт, що кількість правок при загальній схемі шліфування:

$$K_{II} = \frac{Q_M}{P_y}, \quad K_{III} = \frac{Q_{MII}}{P_{yII}}, \quad (2.76)$$

де Q_M, Q_{MII} – різальна здатність круга при шліфуванні з традиційної схемою правки та за схемою з ДПП відповідно;

P_y, P_{yII} – нормальна складова сили різання при шліфуванні з традиційної схемою правки та за схемою з ДПП відповідно.

Крім того, слід переглянути нормативи режимів правки при шліфуванні за схемою з ДПП, зокрема, глибина правки повинна бути зменшена порівняно з обробкою шліфуванням з традиційною схемою правки круга, тому що в цьому випадку значно знижується величина засалювання та зношення зерен. Для виконання остаточної оцінки доцільно також використовувати економічні критерії: наприклад, суму витрат на знімання одиниці об'єму матеріалу або метод розстановки пріоритетів.

Дослідження показали, що структура теплових полів верстатів свідчить про те, що температурний режим робочих середовищ гідравлічної системи має першочергове значення у виникненні температурних деформацій. Стабілізація температурних деформацій круглошліфувальних верстатів можлива шляхом вирахування термічних зміни в гідравлічній системі в цілому і в кожній підсистемі окремо.

Для визначення теплових полів і температурного режиму системи застосування МОР необхідно використовувати її математичну модель, яка дає можливість оцінити стаціонарну і нестаціонарну температури МОР у резервуарі в залежності від протікання етапів циклу шліфування.

Важливими факторами протікання теплових процесів у системі

застосування МОР є параметри точки переходу від нестационарного до стаціонарного теплового режиму в циклі обробки – температура МОР в резервуарі і на виході із зони різання, час роботи у нестационарному режимі.

Ефективними інструментами зниження енергонасиченості круглошліфувальних верстатів є застосування прогресивних схем шліфування, в тому числі, шліфування з ДПП.

3 ТЕХНІЧНЕ І ПРОГРАМНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ

3.1 Методика і технічні засоби проведення експериментальних досліджень

Для збереження експлуатаційних характеристик деталей шліфувальних верстатів бажано мати чітке уявлення про джерела тепловиділення, причинах їхнього виникнення і характер зміни їх інтенсивності, що є наслідком утворення температурних деформацій. У зв'язку з цим, дослідження проводили за напрямками, представленими на (рис. 3.1).

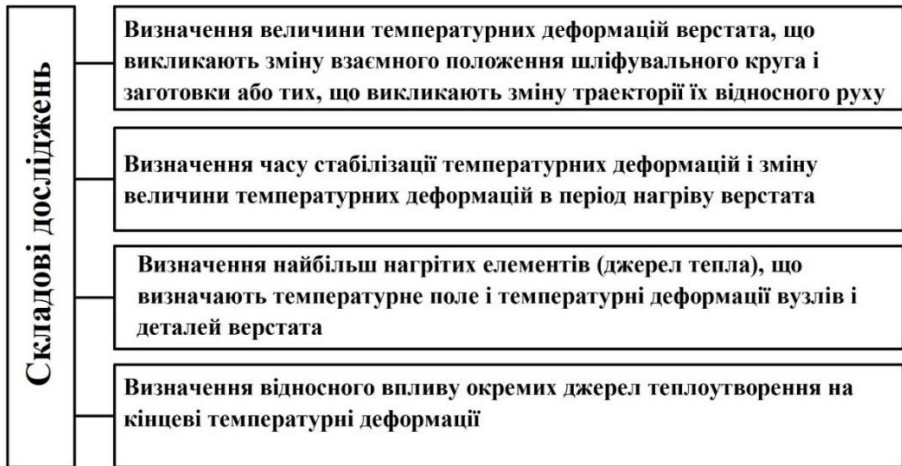


Рисунок 3.1 – Основні напрямки проведення експериментальних досліджень

3.1.1 Обладнання, що застосовувалося

Експериментальні дослідження проводилися на обладнанні, встановленому в лабораторіях кафедр «Технологія машинобудування і металорізальні верстати», «Інтегровані технології машинобудування ім. М.Ф.

Семка НТУ «ХП», у експериментальній лабораторії ДКБШВ ВАТ ХАРВЕРСТ.

Обробку виконували на круглошліфувальних верстатах, перелік яких приведено у табл. 3.1.

Таблиця 3.1 – Технічна характеристика круглошліфувальних верстатів, що використовувалися при дослідженнях

Параметри	Модель верстата				
	3А151	3Б151	3М151	3А164А	3Б161
Найбільший діаметр заготовки, що встановлюється, мм	200		280		400
Висота центрів над столом, мм	110		150		210
Найбільше повздовжнє переміщення стола, мм	650	700	1400	1000	1400
Найбільший (найменший) діаметр та найбільша висота шліфувального круга, мм	600/450 × 63		750/500 × 100		
Швидкість обертання шліфувального круга, м/с	40-50				
Потужність електродвигуна приводу насоса системи охолодження, кВт	0,12		0,15		
Потужність електродвигуна приводу насоса системи мащення підшипників шпинделя, кВт	0,08		0,27		
Потужність електродвигуна приводу насоса системи мащення напрямних стола, кВт	0,08				
Потужність електродвигуна приводу насоса гідросистеми, кВт	1,5		2,2		
Габаритні розміри	3100×2100×1500		4100×2100 ×1560	6000×2550×1585	

Основні експериментальні дослідження походилися на робочому місці обладнаному верстатом 3М15 і відповідною оснасткою та вимірювальними інструментами (рис. 3.2) у лабораторії ДКБШВ ВАТ Харверст.

3.1.2 Матеріали досліджуваних заготовок і режими різання

В процесі проведення експериментів шліфували заготовки із сталей, що найбільш широко застосовуються у промисловості як конструкційні матеріали для виготовлення деталей різного призначення та займають ведуче місце по об'єму виробництва в нашій державі і за кордоном.

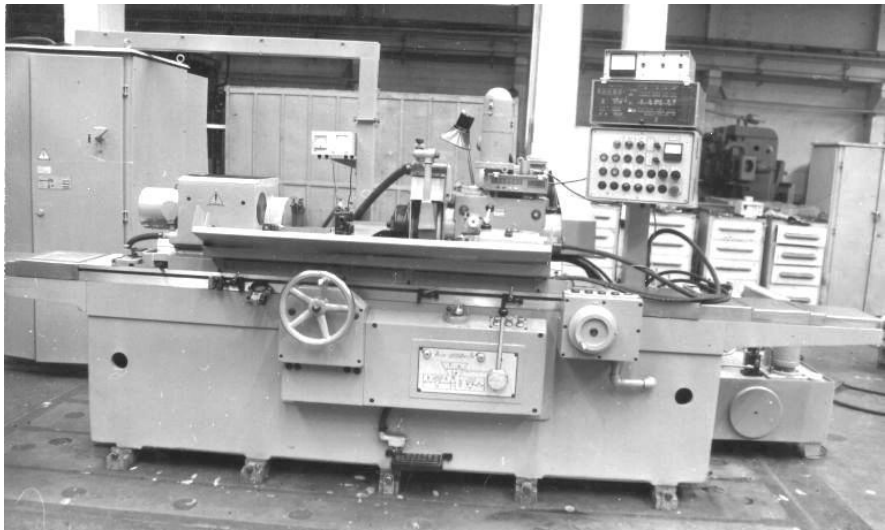


Рисунок 3.2 – Робоче місце проведення експериментальних досліджень в лабораторії ДКБШВ ВАТ Харверст

За даними дослідників [149], вказані марки сталей належать до різних груп шліфуємості сталених заготовок, тому отримані результати можуть бути повністю поширені на велику кількість сталей, що відрізняються одне від іншого по хімічному складу.

3.1.3 Вибір шліфувальних кругів

Характеристики шліфувальних кругів, що застосовувалися у процесі досліджень, приведені у табл. 3.2.

Вибір кругів здійснювався у відповідності з рекомендаціями по обробці на операціях шліфування [150,152, 153, 154].

Як інструмент для правки шліфувальних кругів використовували алмазні олівці «Славутич» С3122.

Таблиця 3.2 – Шліфувальні круги, що застосовувалися

№№	Характеристики
1	Круг 300 × 40×203 24А 25 СМ1 6 К 50 АА 1 (1-300 × 40 × 203 24А F60 СМ1 6 К 50 м/с АА 1)
2	Круг 750 × 40 × 305 25А 25 СМ1 3 К 50 АА 1 (1-750 × 40 × 305 25А 25 СМ1 3 К 50 м/с АА 1)
3	Круг 350 × 40 × 203 24А 25 СМ1 6 К 50 АА 1 (1-350 × 40 × 203 24А 25 СМ1 6 К 50 м/с АА 1)

3.1.4 Вимірювання сили різання

Для заміру складових сили різання P_z і P_y використовували динамометричні центри. Вимірювальний ланцюг центрів був складаний з датчиків, реєстратора сигналів та інших елементів (рис. 3.3).

Конструкція динамометричного центру представлена на рис. 3.4.

Перед проведенням досліджень динамометричний центр було відтаровано та отримано графік, приведений на рис. 3.5.

Сумарна погрішність при вимірюванні складових сили різання була отримана шляхом квадратичного сумування у припущенні, що всі погрішності розподілені за нормальним законом:

$$\Delta_{\Sigma P} = \sqrt{\delta_{o1}^2 + \delta_{o2}^2 + \delta_{om}^2 + \dots + \delta_m^2} \quad (3.1)$$

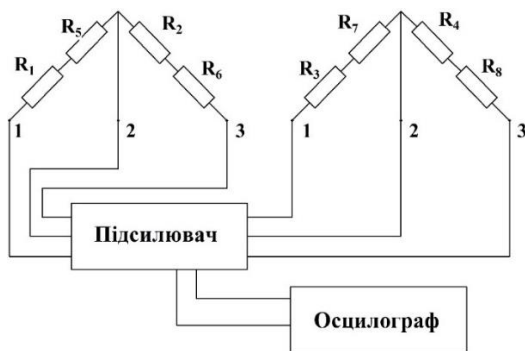


Рисунок 3.3 – Схема підключення приладів

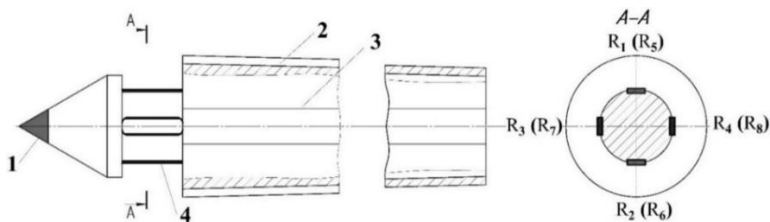


Рисунок 3.4 – Конструкція тензотричного центру: 1 – твердосплавний наконечник; 2 – паз для провідника; 3 – корпус; 4 – датчик

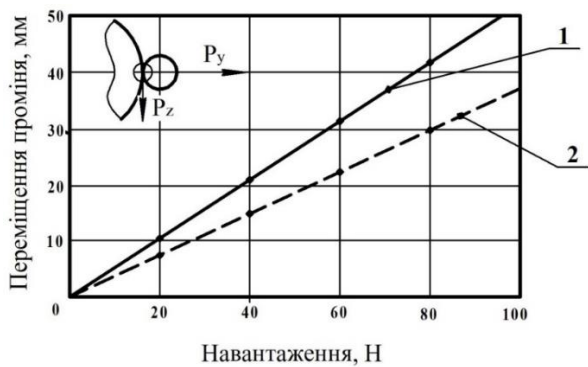


Рисунок 3.5 – Тарувальний графік тензоцентрів (складові сили різання): 1 – колова P_z ; 2 – радіальна P_y

де δ_{01} – погрішність, що вноситься датчиком, %;

$\delta_{\partial 2}$ – погрішність каналу підсилювача, %;

$\delta_{\partial n}$ – погрішності, що вносяться іншими елементами, %;

δ_m – погрішність тарування, %.

Підставляючи в формулу (3.1) паспортні дані, а також дані, приведені в роботах [157,158,159], отримували в результаті, що погрішність не перевищувала 4%.

3.1.5 Вимірювання температури елементів верстата

Вимірювання температури проводили за допомогою термопар, що встановлені на поверхні елементів технологічної системи верстата – шліфувальної бабки, станини, підшипників, трубопроводів, резервуарів гідрообладнання. На шліфувальній бабці і верстаті термопари розташовувалися на відстані 100...300 мм одне від іншого. Кріплення термопар здійснювали за допомогою різьбових з'єднань.

Для вимірювання температури використовувалися термопари типу К (хромель-алюмель) з чутливістю ≈ 41 мВ/°С. Діапазон вимірюваних температур – від -270 °С до +1372 °С з лінійною характеристикою. Точність в діапазоні від 0°С до 1100°С становила ± 1 °С (клас точності 1 (рис. 3.6, табл. 3.3).

Таблиця 3.3 – Характеристики термопар, використаних при дослідженнях

Тип	Термо-електрод	Сполучення металів	Максимальна температура застосування, °С	Діапазон температур вимірювань, °С
К	Р N	хромель алюмель	1400	-270...1372

3.1.6 Вимірювання температури в зоні різання

Температуру в зоні різання визначали за допомогою напівштучної термопари, яка встановлювалася в спеціальну оправку. При цьому

використовували рекомендації, викладені у дослідженнях [160,161,163, 168, 169].

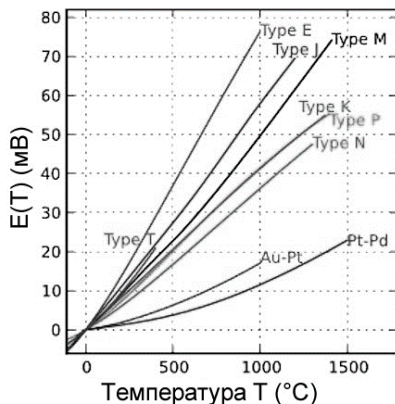


Рисунок 3.6 – Залежності е.р.с. термопар типу К від вимірюваної температури

При вимірюванні температури напівштучною термопарою погрішність вимірювання визначали за формулою:

$$\delta_t = \sqrt{\delta_a + \delta_u + \delta_n} \quad (3.2)$$

де δ_a – погрішність вимірювальної апаратури, %;

δ_u – погрішність вимірювального ланцюга, %;

δ_n – погрішність, що визивається відтоком частки теплоти в провідники термопар, %, за даними [162] приймали 3%.

Враховуючи паспортні дані вимірювальної апаратури сумарна погрішність складала $\delta_t = 5,7\%$.

3.1.7 Вимірювання температурних деформацій

При вимірюванні температурних деформацій елементів круглошліфувальних верстатів використовували пристрої КШТ-1 і КШТ-2, що

виготовлені в експериментальній лабораторії ВАТ ДКБШВ Харверст.

Пристрій КШТ-1 (рис.3.7) призначено для вимірювання прямолінійності руху стола. Як вимірювальний елемент використовувався індикатор-мікрометр годинникового типу. Пристрій включає в себе прокладки 1 і 2, кільце пружинне 3, чашку 4, гвинт 5, ручки 6, скобу 7, гвинт 8, тримач індикатора 9, тримача 10 і 12, вимірювальний наконечник 11.

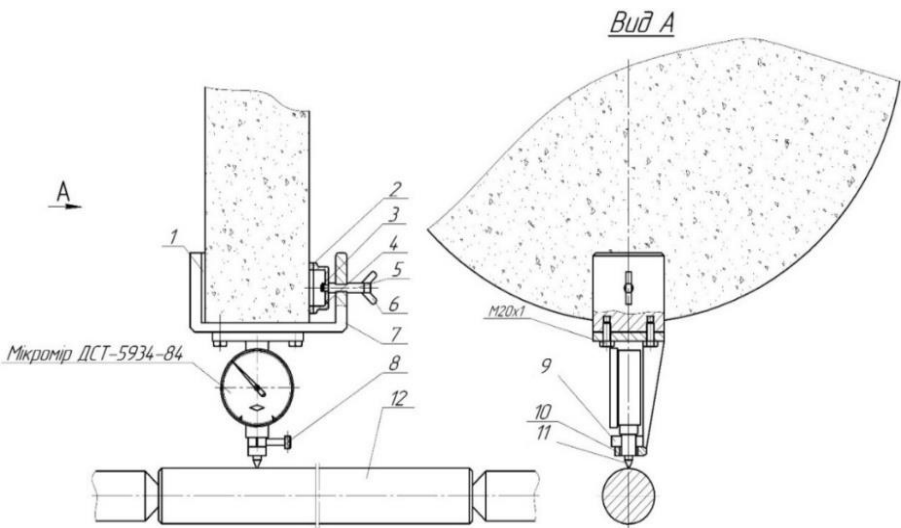


Рисунок 3.7 – Конструкція пристрою КШТ-1

Пристрій КШТ-2 (рис. 3.8) призначений для вимірювання переміщення осі шпинделя шліфувальної бабки відносно центрів.

Пристрій КШТ-1 кріпили до шліфувального круга і упирали в оправку, що встановлена в центрах. Довжину оправки обирали рівною найбільшому ходу стола. Заміри здійснювали при переміщення стола через кожні 100 мм.

Пристрій включає в себе оправку 1, вимірювальний наконечник 2, стойку 3, індикатор-мікрометр годинникового типу 4, тримач індикатора 5, гвинт 6, оправку 7.

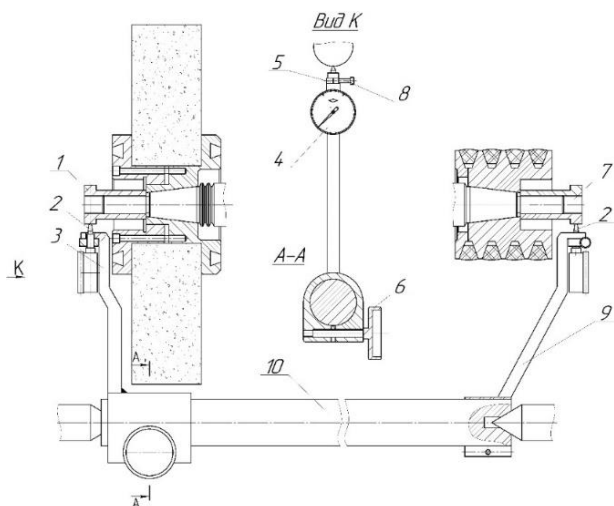


Рисунок 3.8 – Конструкція пристрою КШТ-2

В центрах на оправці 10 закріплено дві стойки – 3 і 9, на яких встановлено індикатори-мікрометри, що упораються у спеціальні гайки. Контролюються поверхні, що прошліфовані у зборі зі шпинделем і биття яких не перевищує 0,002 мм.

3.1.8 Вимірювання параметрів технологічних рідин гідравлічної системи шліфувального верстата

Для визначення гідравлічних характеристик рідин використовували гідравлічний тестер ТГ-200 виробництва ГІДРОЕЛЕКС (рис.3.9), який дає можливість визначити широкий діапазон параметрів (табл. 3.4).

Таблиця 3.4 – Технічна характеристика гідротестера ТГ-200

Параметр, що визначається	Діапазон
Витрата робочої рідини, дм ³ /хв	10...200
Тиск, МПа	0...40
Клас точності манометра	2,5
Температура, °С	0...100
Клас точності термометра	2,5

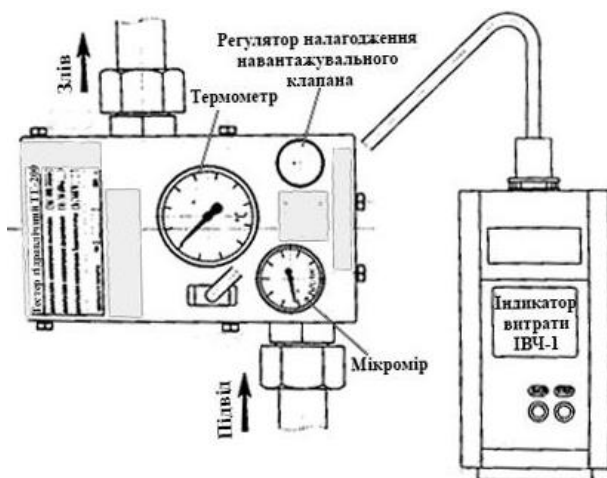


Рисунок 3.9 – Конструкція гідротестера ТГ-200

За допомогою тестера визначали:

- витрату рідини (за допомогою індикатора витрати ІВЧ-1);
- тиск рідини;
- температуру рідини.

3.2 Алгоритмічні і програмні засоби проведення розрахунково-аналітичних досліджень

3.2.1 Програмні засоби проведення розрахунково-аналітичних досліджень

Для розрахунково-аналітичних досліджень використані описані у пп 2.4.2 і 2.4.3 програми Heat_T і Pravka. Вказані програми, що розроблені авторами монографії, є проблемно-орієнтованими програмними засобами і призначені для розрахунків і аналізу параметрів теплового режиму системи застосування МОР круглошліфувальних верстатів. Коректність застосування програм підтверджується реєстрацією авторського права на них у Мінекономрозвитку України [105], [164].

3.2.2 Засоби побудови 3D-моделі шліфувальної бабки

Для побудови 3D-моделі шліфувальної бабки використовувалася система графічного моделювання PTC CREO Parametric 7.0.

Програма PTC Creo Parametric – важливий елемент сімейства програмних засобів PTC Creo, призначеного для конструювання виробів.

Для побудови 3D-моделі шліфувальної бабки попередньо було побудовано 3D-моделі всіх її деталей, деяких вузлів (підборок), які показані на рис. 3.13, а потім була побудована 3D-модель збірки шліфувальної бабки.

На рис. 3.14 приведено остаточний вид 3D-моделі шліфувальної бабки у робочому середовищі CREO Parametric в режимі побудови зборки.

Для дослідження температурного системи застосування МОР шліфувального верстату використано інший додаток PTC CREO Parametric – CREO Simulate.

PTC Creo Simulate дає можливість оцінити міцнісні та теплові характеристики виробу ще на цифровій моделі, перш ніж переходити до дорогого етапу виготовлення прототипів.

В монографії використовувався PTC Creo Simulate як розширення до базового пакету PTC Creo Parametric.

PTC Creo Simulate був обраний для моделювання оскільки володіє безсумнівними перевагами у порівнянні з іншими подібними САПР, а саме:

- зручні інструменти для завдання закріплень та навантажень при виконанні статичного і теплового аналізу;

- надійний сітковий генератор та розширена адаптивна технологія при застосування FEM;

- автоматична генерація сітки та набір опцій для налаштування її якості;

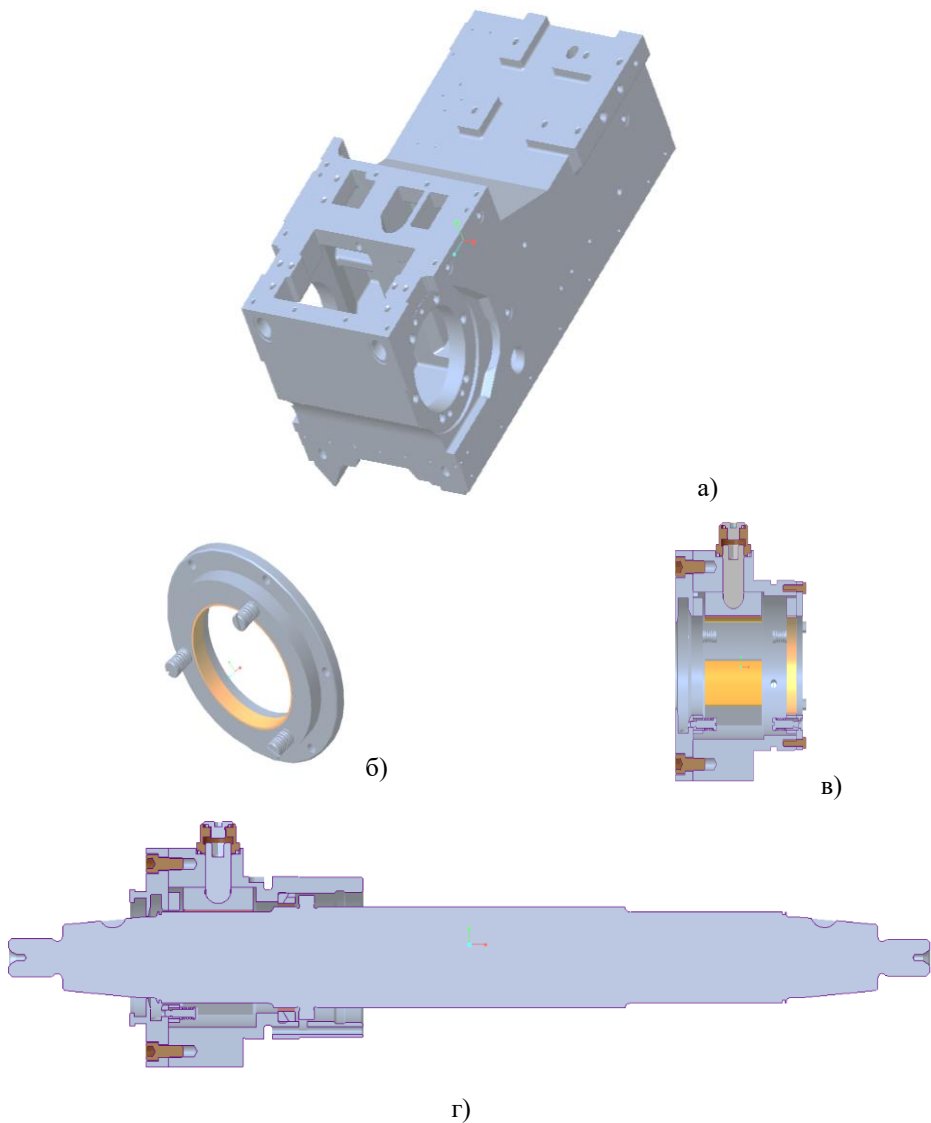


Рисунок 3.13 – 3D-моделі деталей і вузлів шліфувальної бабки верстату 3М151:
 а) корпус; б) фланець 3М151-2017-2 в зборі; в) фланець 3М151-2020-1 в зборі; г)
 шпиндель з фланцем 3М151-2015-2 в зборі

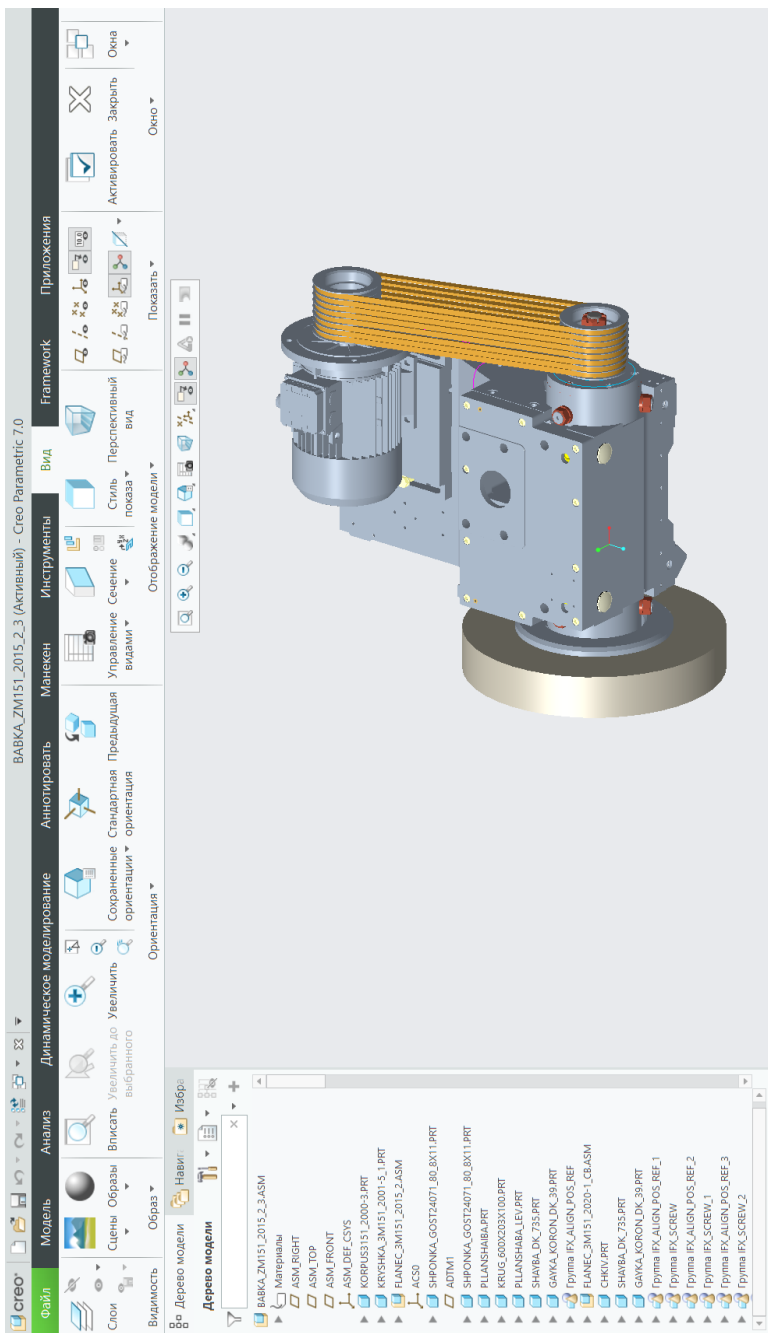


Рисунок 3.14 – 3D-модель шліфувальної бабки у робочому середовищі CREO Parametric

– різні типи досліджуваних деталей (об'ємні, поверхневі, балки, маси, пружини);

– можливість проведення статичного аналізу: лінійний статичний аналіз навантажень та переміщень;

– можливість проведення лінійного аналізу стійкості конструкції та коефіцієнта запасу за критичним навантаженням;

– можливість визначення структурної цілісності виробу

– можливість оцінки міцності виробу залежно від прикладеного навантаження.

– можливість виконання стаціонарного теплового аналізу з використанням заданих полів температур та теплових потоків при рівномірному або заданому законом розподілі температури;

– можливість використання попередньо заданого розподілу температур;

– можливість використання різних типів теплових навантажень та виконання термо-міцнісного розрахунку.

За допомогою PTC Creo Simulate у монографії роботі виконувалися:

– статичний аналіз напружено-деформованого стану деталей шліфувальної бабаки;

– визначалася міцність компонентів при заданих реальних закріпленнях та постійному навантаженні;

– стаціонарний тепловий аналіз: визначалися поля температур, теплові потоки та градієнти під дією заданих теплових навантажень та граничних умов;

– визначення деформацій елементів шліфувальної бабки, пов'язаних з тепловим режимом обробки та підсистеми застосування МОР.

Таким чином, для проведення експериментальних і розрахунково-аналітичних досліджень параметрів теплового режиму при круглому шліфуванні запропоновано і розроблено технічні і програмні засоби проведення експериментів, в тому числі, необхідне обладнання –

круглошліфувальні верстати, матеріали досліджуваних заготовок та виготовлені їх експериментальні зразки, відповідні характеристики шліфувальних кругів та за нормативами визначені режими різання, засоби вимірювання сил різання, температури та температурних деформацій.

Для побудови 3D-моделей елементів шліфувальної бабки круглошліфувального верстату підібрано додаток PTC Creo Parametric, а для виконання її силового і теплового аналізу на основі метода FEM застосовано додаток PTC Creo Simulate, який відповідає задачам проведення досліджень.

4. ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВИХ ДЕФОРМАЦІЙ КРУГЛОШЛІФУВАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ

4.1 Експериментальні дослідження температури робочої рідини в підшипниках круглошліфувальних верстатів

Нові, підвищені вимоги до точності обробки диктують потребу у більш детальному вивченні теплового стану технологічних рідин шліфувальних верстатів.

Нерівномірний нагрів стінок шліфувальної бабки з розташованими в ній підшипниками шпинделя обумовлює його перекіс, а отже, погіршеність форми оброблених поверхонь. Для усунення цих погіршень важливо знати не тільки тепловий стан МОР, але й тепловий стан робочої рідини у підшипниках.

Раніш робилися спроби модернізації підшипникових вузлів, які забезпечували зниження температури корпусу шліфувальної бабки на 25% [39]. Пропонувалися конструктивні схеми охолодження, що забезпечують прогнозовану поведінку шпиндельних вузлів [44, 48, 95]. Розроблені принципово нові способи охолодження шпиндельних вузлів [59].

В загальному балансі теплових деформацій переважають деформації шпиндельної бабки [25].

Умови проведення експериментів у монографії застосовувалися наступні.

Час проведення експериментів від 0 до 360 хв. Температуру робочої рідини у підшипниках і температуру навколишнього середовища фіксували одночасно. Температуру робочої рідини фіксували при обертанні шпинделя на холостому ході. Так за даними [24] зміна навантаження на верстат практично не впливає на величину теплових деформацій технологічної системи.

При вимірюванні температури шліфувальна бабка знаходилася у нерухомому стані. Подача МОР у зону різання була відсутня. Експерименти проводили на верстатах 3Б151 і 3Б161 (оброблялися заготовки деталей, які конструктивно не відрізнялися).

Температурне поле досліджували за допомогою термопар, розміщених на поверхнях корпусу шліфувальної бабки. Крім того, їх розташовували в резервуарах гідросистеми і бакові для мащення підшипників шпинделя.

Перед початком вимірювань переконувалися, щоб температури деталей і вузлів верстата була ідентична температурі навколишнього середовища. Для виконання цієї вимоги верстат повинен не працювати протягом 12 годин.

Встановлено (рис. 4.1), що наприкінці робочого дня (через 360 хв. після включення) температура рідин и в підшипниках максимальна і може досягати 60 °С, що критично не допустимо.

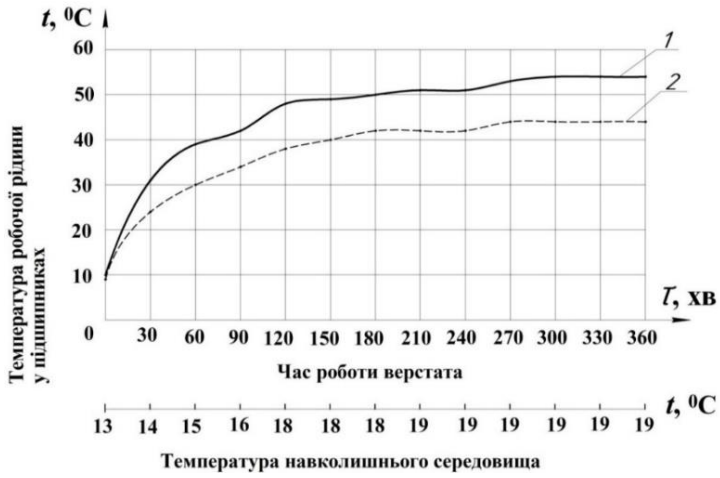
Як правило температура робочої рідини в передньому підшипнику (лівому у шліфувального круга) вище, ніж у задньому (біля шківів пасової передачі).

Максимальна температура робочої рідини у підшипниках встановлюється для різних верстатів у інтервалі 200...300 хв. роботи верстатів (рис. 4.1, а, б). Стабілізація температури рідин (повна теплова рівновага) встановлюється через 150-180 хв. роботи верстата.

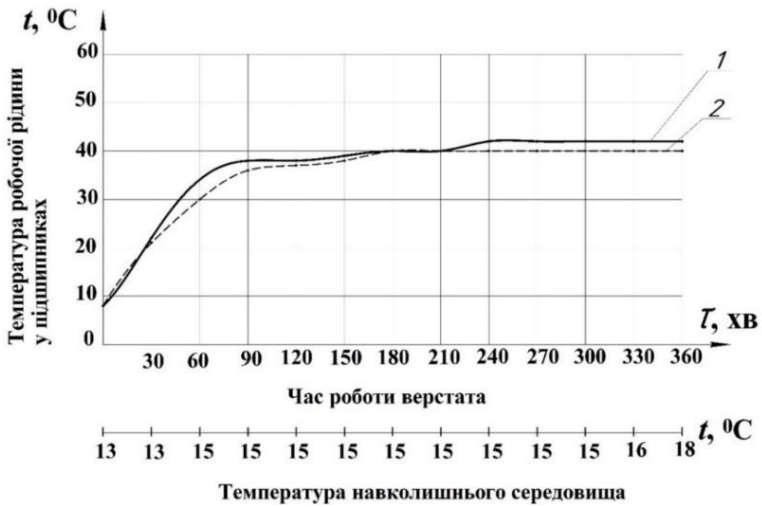
Температура робочої рідини у підшипниках в початковий момент часу коливалася від 8 до 10 °С і визначалася температурою навколишнього середовища.

Температура робочої рідини в опорах різна. В передній опорі вона вище, ніж у задній. Різниця спостерігається протягом всього робочого дня і складає 2-11 °С. Причому на деяких верстатах різниця носить постійний характер, а на інших верстатах різниця з часом збільшується. Підвищення якості опорних вузлів (в тому числі підшипників шпинделя) є одним з ефективних напрямків підвищення точності шліфувальних верстатів.

В результаті в опорах рідинного тертя зменшуються теплоутворення, яке визначається тепловим станом рідин, що застосовуються. Нагрів опор приводить до зміни зазору у підшипниках і, в результаті, до теплового зміщення кінця шпинделя.



а)



б)

Рисунок 4.1 – Вплив часу роботи круглошліфувального верстата 3Б151 на температуру робочої рідини у підшипниках шпинделя: 1, 2 – передній і задній підшипники, відповідно; а)-б) – варіанти впливу температурного і технологічного факторів

В залежності від класу точності верстата допускається наступні значення температури опор (табл. 4.1).

Таблиця 4.1 – Допустима температура опор шпинделя шліфувального верстата

Клас точності верстата	Н	П	В	А	С
Допустима температура в опорах шпинделя, °С	60	50...55	40...45	36...40	28...30

Підшипники ковзання шпинделя шліфувальної бабки повинні забезпечувати радіальну і кутову жорсткість мастильного шару і надійність опор в екстремальних умовах нагріву. Температура робочої рідини у підшипниках особливо важливі для верстатів підвищеної точності. Для її визначення, як правило, розраховують тиск мастильного шару на поверхні ковзання при сумісному рішенні рівнянь балансу витрат рідини і рівняння Рейнольдса для врівноваженого опорного вузла при дії визначених значеннях сили і моменту.

Джерелом теплоутворення у підшипнику є тертя між його деталями. Момент тертя залежить від конструкції підшипника, а також, точності його виготовлення і монтажу у бабці.

Працездатність підшипників ковзання залежить від правильності конструктивного виконання, ефективності системи мащення, і якості робочої рідини, що застосовується. Експерименти показали значну відзнаку фактичної температури нагріву опор шпинделів від розрахункової. Це свідчить про вплив технологічних параметрів, зокрема точності, на теплоутворення у підшипникових вузлах.

Досліджували [180] вплив конструктивних параметрів деталей круглошліфувальних верстатів на температуру робочої рідини у підшипниках шпинделя (рис. 4.2).

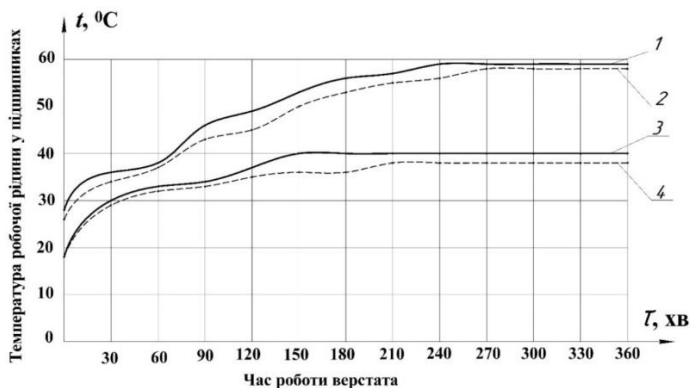


Рисунок 4.2 – Вплив часу роботи круглошліфувального верстата на температуру робочої рідини у підшипниках шпинделя:

1, 2 – передній і задній підшипники при температурі навколишнього середовища 26-27°C; 3, 4 – передній і задній підшипники при температурі навколишнього середовища 17-18°C

Експерименти проводили з використанням верстатів 3A164 і 3174, у яких ширина лицьової частини більше у 1,5 рази ніж у шліфувальних бабок верстатів 3M151, 3A151, 3B151, 3A161.

Як показали експерименти, температура робочої рідини у підшипниках шпинделя, як і у раніш досліджуваних верстатів, залежить від часу роботи. За робочу зміну вказана температура може підійматися від початкової на 20...33°C і залежить, у тому числі, від температури повітря.

Різниця температури робочої рідини в підшипниках не перевищує 1,5-2°C, причому, як правило більш висока температура у рідині спостерігається у передньому (лівому) підшипнику. У початковий період роботи верстату (перші 30 хвилини) різниця температури практично відсутня.

Протягом робочого дня температура навколишнього середовища може змінюватися в широких межах (рис. 4.3).

В ході проведення експериментів діапазон зміни температури знаходився в межах від 13 °C до 23 °C. Характер змін спостерігався різний.

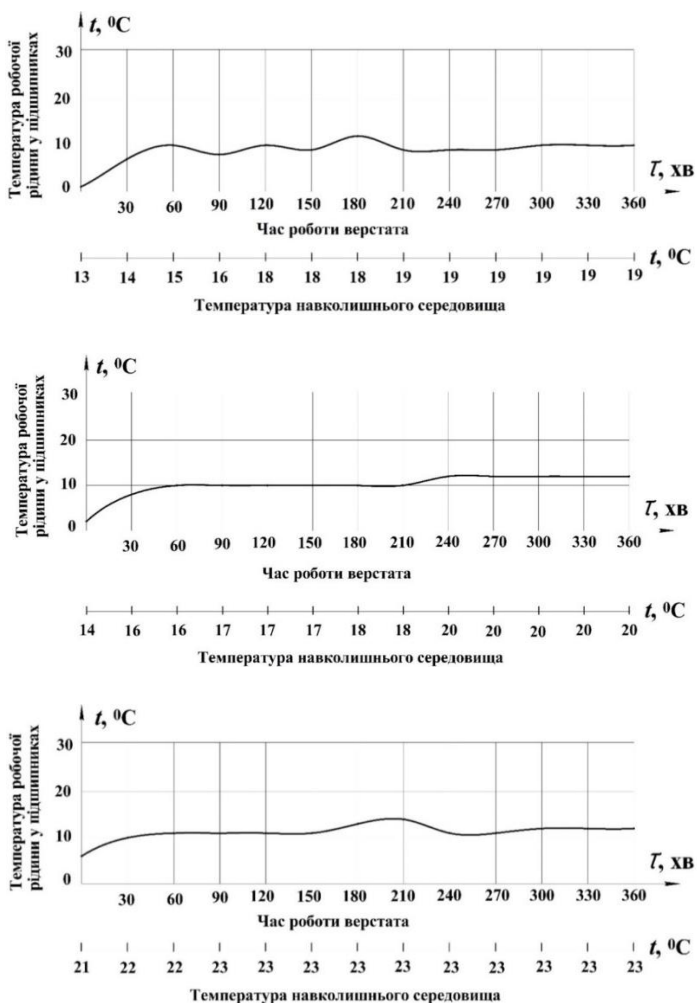


Рисунок 4.3 – Різниця температур робочої рідини в підшипниках шпинделя верстатів ЗБ151 при різних значеннях температури навколишнього середовища

У зв'язку з цим досліджували вплив середньої температури навколишнього середовища на середню температуру робочої рідини в підшипниках шпинделя шліфувальної бабки. Як показують графіки, при

збільшенні значення середньої температури навколишнього середовища (рис. 4.4). протягом робочого дня з 15°C до 23°C (протягом робочої зміни) середня температура робочої рідини у передній опорі збільшується з 34°C до 45°C, тобто, на 11°C. Температура ж робочої рідини у задньому підшипнику збільшується з 33°C до 37-40°C. Якщо на початку робочого дня різниця температур в передній і задній опорах складає приблизно 1°C (тобто, практично невідчутна), то наприкінці робочого дня вона може складати 7-12°C (рис. 4.5).



Рисунок 4.4 – Температура навколишнього середовища у цеху

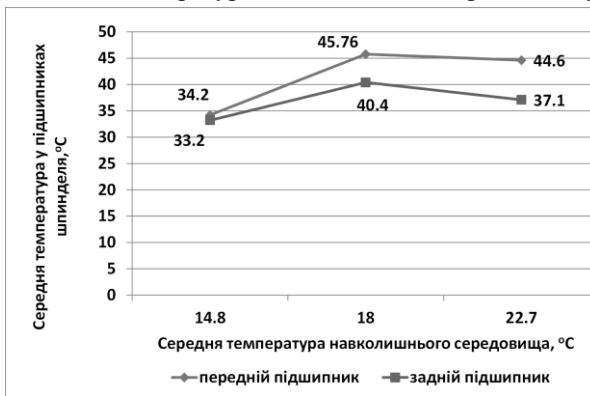


Рисунок 4.5 – Вплив середньої температури повітря протягом робочого дня на середню температуру робочої рідини у підшипниках шпинделя

При цьому температура рідини у підшипниках зростає, а її стабілізація настає при температурі навколишнього середовища, яка знаходиться у діапазоні 18°C-20 оС (див. рис. 4.1, а, б).

4.2 Дослідження впливу температури робочої рідини в підшипниках шпинделя круглошліфувального верстату на погіршність його положення

З розвитком технології обробки різанням, створенням нових матеріалів для ріжучих інструментів, вдосконаленням конструкцій металорізальних верстатів велика кількість дослідників пропонують не враховувати температурні деформації заготовок і інструментів [13].

На перший план виходить врахування температурних деформацій шпиндельних вузлів і зв'язаних з ними елементів верстатів. Тепловий вплив на шпиндельний вузол визиває ті ж наслідки, що й силова дія – деформацію оброблюваних деталей.

Одним з етапів при аналізі теплових явищ у шліфувальних верстатах є експериментальне визначення термічних деформацій і визначення їх впливу на точність взаємного розташування шліфувального круга і заготовки.

За даними [41] зміщення шпинделя в різних площинах може складати від декількох сотих міліметра. Крім того, експериментальні дані фірм виробників верстатів показують, що температурні зміщення у сучасних прецизійних верстатах можуть перевищувати 100 мкм [86].

З метою визначення впливу температури робочої рідини у підшипниках шпинделя шліфувальної бабки на величину його зміщення проведені експериментальні дослідження групи круглошліфувальних верстатів, базові деталі і вузли яких ідентичні аналогічним деталям і вузлам верстатів 3М152В, 3М162В, 3М152ВФ20 та іншим.

Температурні умови при проведенні експериментів були наступні.

Температура в цеху протягом робочої зміни змінювалася на величину 2-3°C (рис. 4.6). У більшості досліджуваних верстатів (№1, №4, №5, №6, №7, №8, №9, №10) температурні умови були однакові – температура складала 18-22°C, тільки у одному верстаті (верстат №2) температура складала 12-14°C.

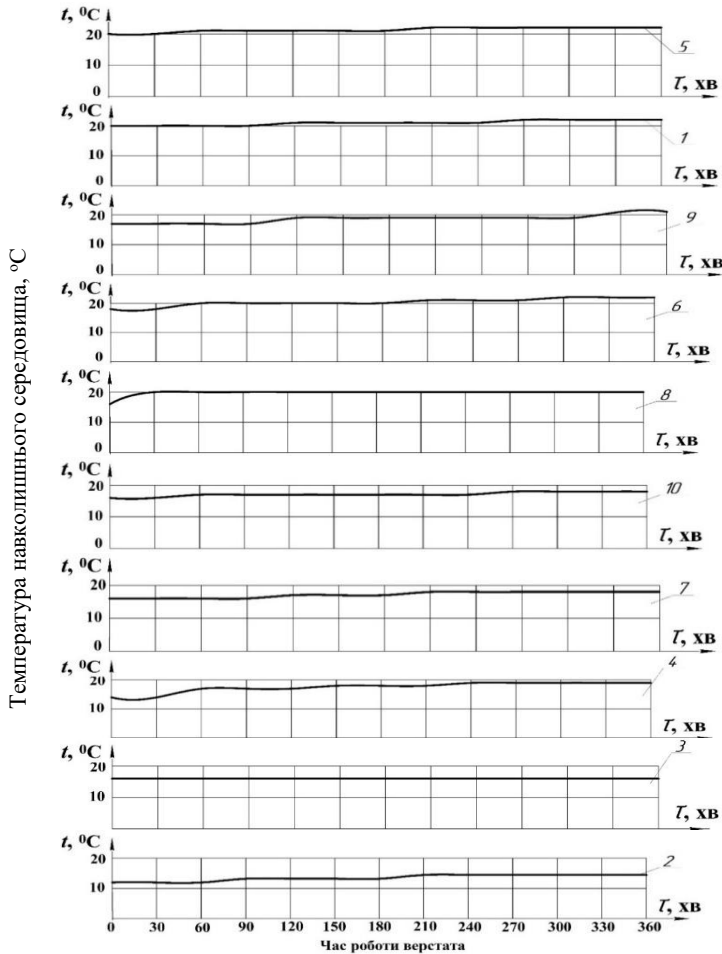


Рисунок 4.6 – Характер зміни температури навколишнього середовища протягом робочого дня для верстату 3А151; 1...10 – порядкові номери верстатів

При аналізі поведінки шпинделя шліфувальної бабки встановлено, що у 8 верстатів з 10 досліджуваних, передній кінець шпинделя зміщується у бік заготовки (рис. 4.7).

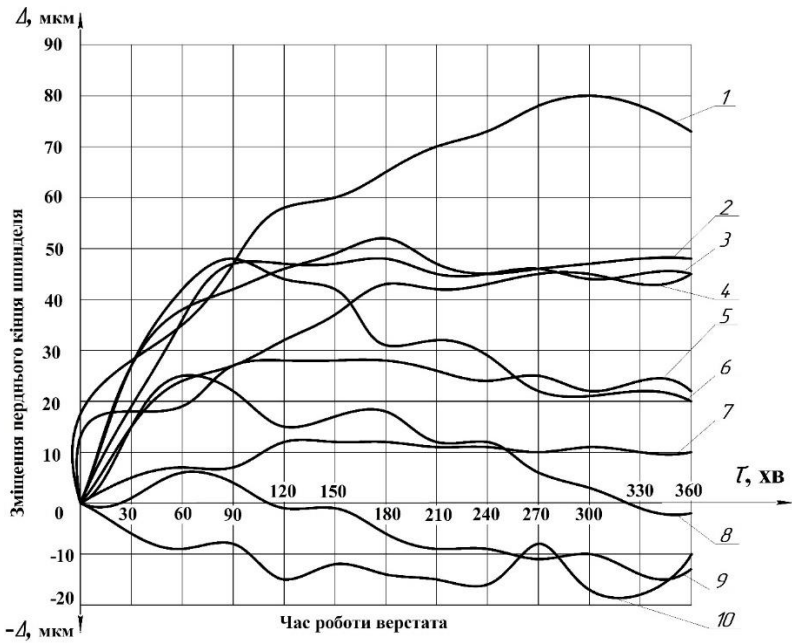


Рисунок 4.7 – Зміщення переднього кінця шпинделя шліфувальної бабки верстатів 3А151 протягом робочого дня: 1...10 – порядкові номери верстатів

Величина зміщення складала від 5 мкм (період роботи 30 хвилин) до 78...83 мкм (період роботи 330 хвилин). Середня величина зміщення шпинделя складала: 21,4 мкм через 60 хв роботи верстата; 36,5 мкм через 180 хв роботи верстата; 33 мкм через 360 хв роботи верстата. Поведінка заднього кінця шпинделя сильно відрізнялася від поведінки переднього (рис. 4.8).

Очевидно, що для більшості верстатів задній кінець шпинделя при збільшенні часу роботи зміщувався від заготовки (верстати №1, №4, №5, №7, №8, №9). Для інших верстатів зміщення хоча й було спрямоване в бік заготовки, але зі збільшенням часу роботи значно зменшувалося (верстати №2 і №6), або й зовсім змінювало напрямок (верстати №3 і №10).

Як показали дослідження температура масла в підшипниках значною мірою впливає на величину зміщення шпинделя.

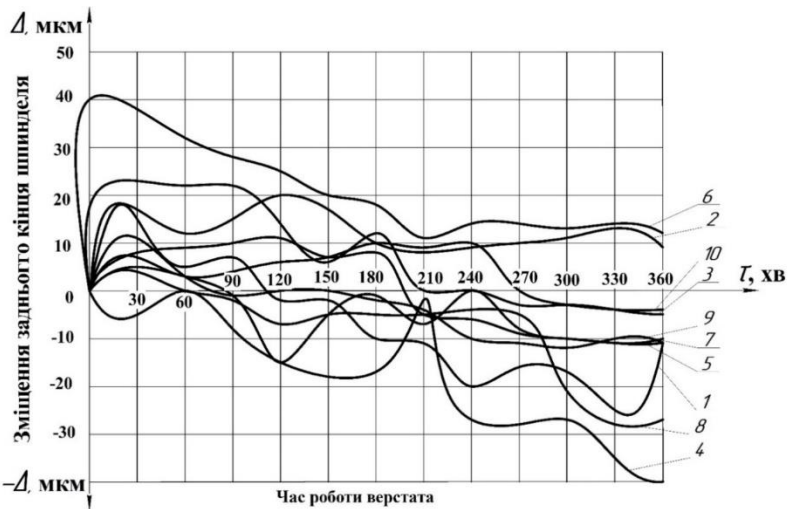


Рисунок 4.8 – Зміщення заднього кінця шпинделя шліфувальної бабки верстатів 3А151 протягом робочого дня: 1...10 – порядкові номери верстатів

Для оцінки цього впливу вводили параметр

$$f_{\Delta/t} = \frac{\Delta l_{\text{шп}}}{\Delta t_{\text{ржп}}},$$

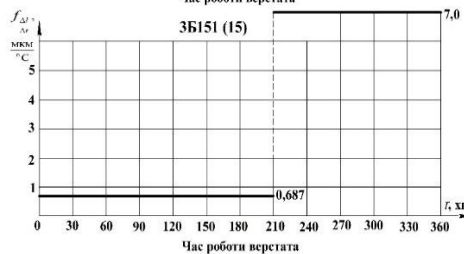
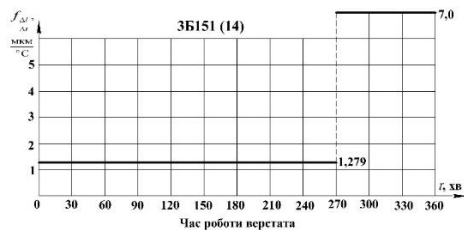
де $\Delta l_{\text{шп}}$ – величина зміщення шпинделя, мкм;

$\Delta t_{\text{ржп}}$ – прирощення температури робочої рідини в підшипниках шпинделя, °С.

Параметр $f_{\Delta/\Delta t}$ показує на скільки мкм зміщується задній або передній кінець шпинделя при нагріванні робочої рідини в його підшипниках на 1 °С.

При дослідженні роботи 10 верстатів моделей 3Б151, 3А161, 3Б161 і 3А161 було визначено параметр $f_{\Delta/\Delta t}$ для оцінки зміщення переднього і заднього кінців шпинделя шліфувальної бабки. Значення зміни величини і напрямку цього зміщення приведені на діаграмах для різних типів круглошліфувальних верстатів (рис. 4.9).

Для переднього кінця шпинделя



Для заднього кінця шпинделя

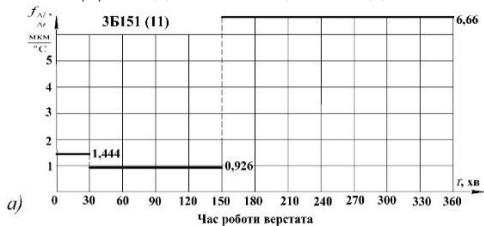
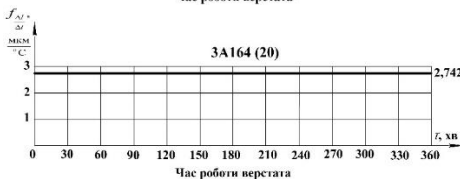
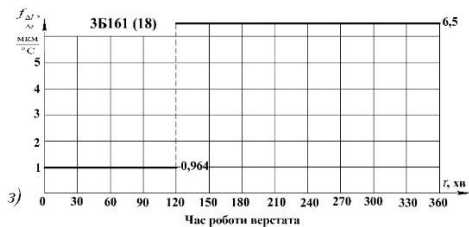


Рисунок 4.9 – Зміна параметра $f_{\Delta t/\Delta t}$ протягом робочого дня: а-д – верстати 3Б151; е, жс – верстати 3А161; з, и – верстати 3Б161; к – верстат 3А164



Закінчення рисунка 4.9

Як видно з діаграми, максимальна величина зміщення переднього кінця шпинделя 7 мкм при нагріванні робочої рідини у підшипниках на 1 °С, що нетипово, і є, скоріш за все, виключенням з правил.

В середньому, при нагріванні робочої рідини на 1°С шпиндель зміщується в межах 1...2,5 мкм. При цьому, якщо для переднього кінця шпинделя величина $f_{\Delta l/\Delta T}$ складає 2,109 мкм/°С, то для заднього кінця шпинделя ця величина складає 1,922 мкм/°С.

У половині випадків (для переднього кінця шпинделя в 6 з 10, для заднього – в 5 з 10) можна вважати, що $f_{\Delta l/\Delta T}$ протягом робочого дня

змінюється мало. В інших решта випадках зміщення значне, причому $f_{\Delta/\Delta}$ значно збільшується, в основному, під кінець робочої зміни.

В той же час, під час досліджень спостерігались такі випадки, коли поведінка шпинделів носила інший характер, а саме – зміщення кінця шпинделя не відповідало рівню температури робочих рідин у підшипниках. Наприклад, у одного з верстатів 3, 1, 7, 4 величина зміщення переднього кінця складало 115 мкм, а заднього – 30 мкм, при тому, що температура робочої рідини у підшипниках змінювалася в межах 10...40°C, а в задньому – в межах 18...38°C.

Отже, величина температурних зміщень може не залежати в такій ступені від температури робочих рідин у підшипниках, як може показатися на перший погляд при аналізі результатів експериментів. У зв'язку з цим, слід спрямовувати дослідження на пошук інших причин, що здійснюють вплив на температурні зміщення деталей і вузлів верстата.

В результаті температурного діяння, а отже, нерівномірного зміщення кінців шпинделя на поверхні прошліфованих деталей виникають погрішності (відхилення від заданої геометричної форми), які проявляються у вигляді конусності у деталей, оброблених методом різного шліфування.

Як видно з графіків (рис. 4.10), величина зміщення кромки круга протягом робочої зміни може змінюватися в широких межах, що приводить до виникнення різної величини конусності аж до виникнення зворотного конуса (у діапазоні від 0 до 30 хвилин роботи верстата), що ілюструє графік (верстат №6). Максимальна величина зміщення кромки шліфувального круга відносно одне одного складає $(71-210) \cdot 10^{-6}$ м, що приводить до утворення конусності вздовж висоти круга 60 мм в діапазоні $\triangleright 1:845 \dots \triangleright 1:286$, причому більше значення $\triangleright 1:286$ мало місце в кінці робочого дня при найбільшому тепловому навантаженні на технологічну систему, а мінімальне – $\triangleright 1:845$ – в перші 30 хвилин роботи верстата.

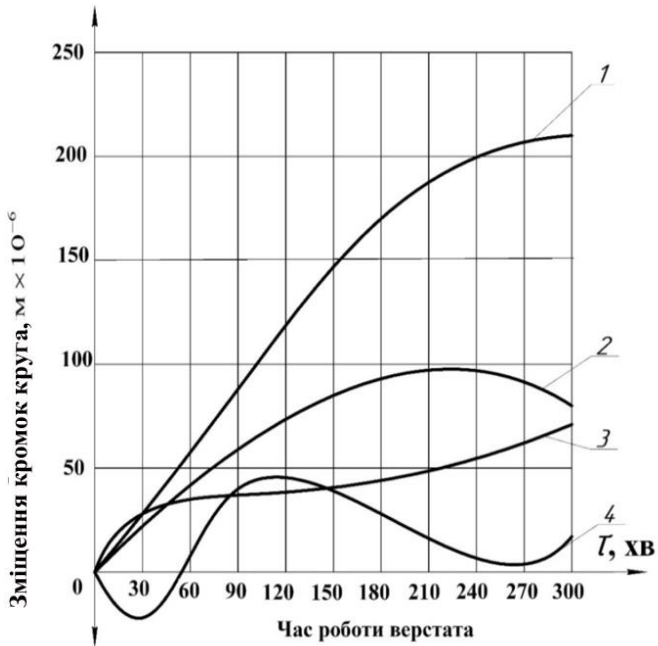


Рисунок 4.10 – Зміщення кромки шліфувального круга, які приводять до утворення конусності шліфованих деталей на верстатах 3А151: 1, 2, 3, 4 верстати відповідають верстатам №1, №2, №5, №6, що прийняті раніш (див. рис. 4.7, а їхні характеристики приведені у розд. 3)

4.3 Статичний і динамічний тепловий аналіз шліфувальної бабки

4.3.1 Розробка і дослідження 3D-моделі шліфувальної бабки

Як відомо, погрішністю обробки різанням геометрично є порушення регламентованого взаємного розташування формоутворюючого елемента інструмента і номінальної поверхні деталі, що обробляється [171]. Як встановлено вище, у переважній кількості випадків причиною таких порушень є температурні деформації елементів технологічної системи. Погрішності

викликані термічною деформацією є одним з найбільш істотних факторів, що впливають на кінцеву точність деталей, шліфованих на верстаті.

Шпиндель є кінцевим виконавчим органом верстата і саме порушення його розташування відносно базових поверхонь верстату є головною причиною виникнення погрішності обробки. Якщо розглядати положення шпинделя у деякій системі координат верстата, то можна зробити висновок, що погрішність положення шпинделя залежить не тільки від його власних температурних деформацій, а й температурних деформацій базових поверхонь верстату – напрямних станини, установочних баз заготовки тощо. Серед усіх джерел тепла, що призводять до теплових спотворень форми і розмірів деталі, шпиндель є одним з основних.

Останнім часом переважає думка, що найефективнішим способом зниження погрішностей положення шпинделя є компенсація теплових деформацій шпинделя [172]. Компенсація теплової похибки вважається більш зручним, ефективним та економічним способом зменшення теплової похибки положення шпинделя. На основі аналітичного розрахунку, чисельного аналізу та експериментальних досліджень теплової помилки положення шпинделя створюються її моделі, які потім застосовуються для створення методів компенсації теплової погрішності положення шпинделя.

При цьому на передній план висувається задача прогнозування величини майбутніх температурних впливів на положення шпинделя. В цьому випадку, стан віртуального теплового балансу верстату може бути досягнуто заздалегідь за допомогою функції компенсації теплової похибки верстата [173]. Відповідно до цієї ідеї пропонується метод попереджувального прогнозування теплових зміщень шпинделя для отримання характеристик і тенденцій теплових помилок на етапі прогріву заздалегідь. Час теплової рівноваги може бути скорочено за рахунок попереджувального прогнозування теплової помилки та функції компенсації теплової помилки.

На основі розроблених вище теоретичних положень проводилися

аналітичні і експериментальні дослідження системи застосування технологічних рідин, в тому числі, МОР круглошліфувальних верстатів 3М151, 3Б151 і 3Б161.

В даному підрозділі ставиться наступні завдання:

- перевірка експериментальних і розрахункових даних шляхом використання системи моделювання CREO Parametric для роботи у двох режимах – у звичайному режимі із застосуванням технологічних рідин, в тому числі, МОР і режимі захисту, в тому числі, базових поверхонь верстату від попадання на них розжареної МОР у зоні різання;

- визначення теплових параметрів (зон локалізації основних джерел теплоти, температур, значення температурних деформацій шпинделя) режиму теплового балансу (стабілізації), при якому не здійснюється подальше зростання теплових деформацій шпинделя. Такі дані можуть бути використані для створення функції компенсації теплової похибки верстата.

Попередніми дослідженнями встановлено, що головним джерелом тепловиділення у верстаті є зона різання. Зона різання уявляє собою складну агломерацію теплових потоків, які утворюються в результаті шліфування і передають тепло на різні елементи технологічної системи.

Найбільш значущими з точки зору впливу на кінцеву точність обробки шліфуванням є нагрів елементів верстату, які визначають точність обробки – станин, стола, напрямних, корпусу шліфувальної бабки, шпинделя і його опори. Вказані теплові потоки по характеру дії на елементи верстату розділяються на два типи – одні з них сприяють нагріванню вказаних елементів, інші – охолоджують їх.

Вище (див. розд. 2) була створена сукупність математичних залежностей, які описують вказані теплові потоки і їх тепловий вплив на елементи верстата. В даному розділі роботи заплановано провести насамперед розрахунково-аналітичні дослідження, які підтверджують отримані математичні моделі теплових процесів у технологічній системі застосування МОР.

Як уже показано вище, головним вузлом який знаходиться в центрі дії теплових потоків є шліфувальна бабка, в якій розташовано шпindel ь і змонтований на ньому шліфувальний круг. Тому для виконання аналітичних досліджень було побудовано 3D-модель шліфувальної бабки (див. рис. 3.13).

Шліфувальна бабка є складним вузлом, тому при її аналізі у середовищі CREO Simulate, виникають похибки пов'язані із неможливістю теплопередачі між її елементами із-за наявності зазорів, незначних нерегламентованих перетинів поверхонь, які виникають по причині неврахування допусків на деталі при зборці бабки у CREO Parametric. З цієї причини при підготовці до теплового динамічного аналізу модель була спрощена шляхом:

- відкидання окремих деталей і вузлів за допомогою опції «Подавити» і заміни їх теплового діянннн на поверхні бабки прикладанням температури вказані поверхні;

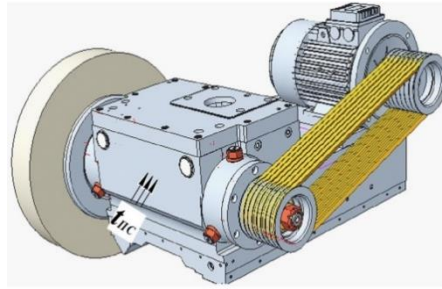
- заміни функціонального зазору, утворюваного масляною плівкою у гідростатичних підшипниках, на прямий контакт вкладиша з цапфою шпинделя.

Безумовно, такі припущення дещо знижують точність аналізу, але шліфувальна бабка дуже складний вузол, який вміщує понад 200 деталей, тому його аналіз у CREO Simulate у не спрощеному вигляді дуже проблематичний і визиває масу похибок. Але не зважаючи на вказані припущення, така методика дає можливість дослідити основні закономірності теплових процесів у шліфувальній бабці.

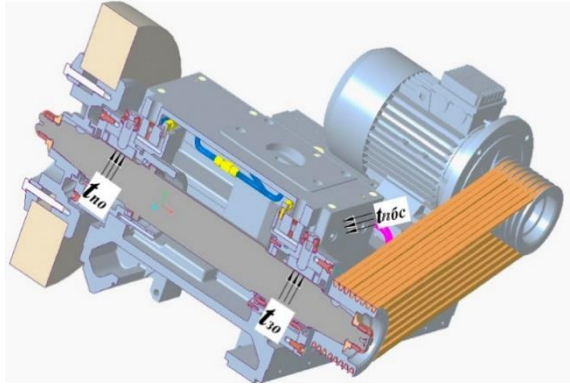
Таким чином, прийняті основні джерела теплоти у шліфувальній бабці, розташування яких показане на рис. 4.11.

4.3.2 Визначення і завдання температури на поверхнях шліфувальної бабки

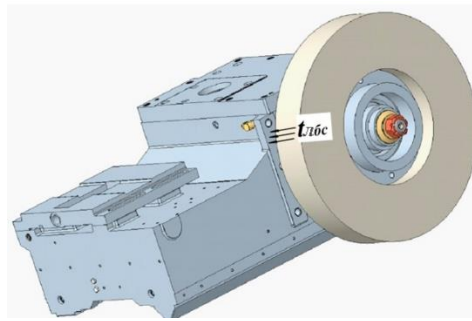
Вихідні дані і значення параметрів взяті з попередніх досліджень розділах 1, 2, 4. Розглянемо більш детально умови проведення дослідження.



а)



б)



в)

Рисунок 4.11 – Джерела температури на поверхнях шліфувальної бабки: а) – на передній (лицьовій) стінці; б) – на лівій боковій стінці і в порожнині підшипників шпинделя; в) – на правій боковій стінці

Дослідження теплового стану системи проводилося у діапазоні $\tau = 0...360$ хв. з дискретністю 30 хв, що відповідає тривалості безперервної роботи верстатів при однозмінній роботі.

Температура навколишнього середовища (температура у виробничому приміщенні – цеху) приймалась для відповідних значень часу такою ж, як спостерігалася при проведенні експериментів (див. пп. 4.1 і рис. 4.3). Приймався нижній ряд значень температури, оскільки, як видно з рис. 4.3, температура робочої рідини у підшипниках мало змінюється в залежності від температури в цеху.

Температура у передній і задній опорах приймалась за результатами експериментальних досліджень (пп. 4.1, рис. 4.2, а).

Обладнання:

- верстат: круглошліфувальний 3М151;
- круг 1-500×40×305 24А 25 СМ2 6 К 50 м/с АА 1 ДСТУ ISO 603-5:2019;
- пристрій для подачі мастильно-охолоджуючої рідини;
- контрольно-вимірювальні пристрої (див. п.п. 3.1).

Проводилося дві серії чисельних експериментів при круглому шліфуванні заготовок при різних умовах:

Умови 1. При шліфуванні не використовується захисний пристрій [95], (конструкція і опис роботи будуть представлені пізніше у розд. 5) коли розігріта МОР із зони різання змішується з потоком повітря, який утворюється при обертанні шліфувального круга, утворюючи потік аерозольної суміші, і цей потік попадає на передню і ліву бокову стінки шліфувальної бабки. При цьому на стінках шліфувальної бабки протікають наступні процеси теплообміну.

На передній стінці (ПС):

– нагрів від дії теплоти, що надходить від підшипникових вузлів через стінку корпусу і утворює на ній температуру t_{nc} ;

– нагрів від потоку аерозольної суміші, що складається з нагрітої МОР і потоку повітря, який утворюється при обертанні шліфувального круга, і цей потік попадає на ПС.

На правій боковій стінці (ПБС):

– нагрів від дії теплоти, що надходить від підшипникових вузлів через стінку корпусу і утворює на ній температуру $t_{пбс}$;

– нагрів від потоку аерозольної суміші, що складається з нагрітої МОР і потоку повітря, який утворюється при обертанні шліфувального круга, і цей потік попадає на ЛБС.

На лівій боковій стінці (ЛБС):

– нагрів від дії теплоти, що надходить від підшипникових вузлів через стінку корпусу і утворює на ній температуру $t_{лбс}$;

– охолодження потоком повітря, який утворюється при обертанні шківів клинопасової передачі.

Умови II – При шліфуванні використовується захисний пристрій [95], що запобігає попаданню розігрітої МОР на передню стінку шліфувальної бабки.

При цьому на стінках шліфувальної бабки протікають наступні процеси теплообміну.

На передній стінці (ПС):

– нагрів від дії теплоти, що надходить від підшипникових вузлів через стінку корпусу і утворює на ній температуру $t_{пс}$;

– охолодження потоком повітря, який утворюється при обертанні шліфувального круга .

На правій боковій і лівій боковій стінках тепловий процес залишається таким же як і при умовах I.

Проаналізуємо більш детально параметри цих процесів.

Передня стінка (ПС).

Біля лівого торця шліфувального круга швидкість потоків повітря від

його обертання складає $V_{ne}=2-10$ м/с. Біля правого торця швидкість цих потоків дуже мала, її можна вважати рівною нулю. Якщо припустити, що зміна швидкості потоку вздовж лицьової поверхні здійснюється за лінійним законом, то для моделювання прийняти її усереднене значення, тобто, $V_{ne} = 2-4.5$ м/с.

Умови I.

Розглянемо послідовність визначення температури на стінці.

1. З метою визначення структури і поширення теплових потоків у шліфувальній бабці виконуємо статичний тепловий аналіз найбільш масивної її деталі – корпусу. Початкові граничні умови:

- температура у передній опорі шпинделя $t_{no} = 40^{\circ}\text{C}$;
- температура у задній опорі шпинделя $t_{zo} = 30^{\circ}\text{C}$;
- температура навколишнього середовища $t_{nv} = 20^{\circ}\text{C}$.

При вказаних граничних умовах середню температуру передньої стінки при сталому режимі обробки приймали $t_{nc} = 33^{\circ}\text{C}$.

Результати статичного теплового аналізу приведені на рис. 4.12, а, б.

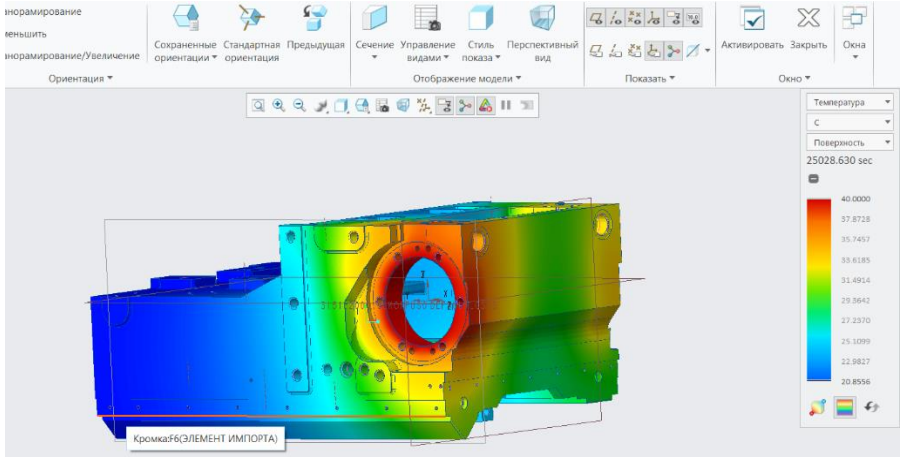
Аналіз розподілу теплових полів за результатами статичного теплового показує, найбільш теплонапружені зони на поверхнях шліфувальної бабки. Найбільша концентрація теплових потоків спостерігається в зоні передньої опори шпинделя і закріпленого на його вихідному кінці шліфувального круга (рис. 4.12, а). Менше концентрація теплових потоків спостерігається у зоні задньої опори шпинделя (рис. 4.12, б). Це можна пояснити по-перше охолоджувальною дією від потоком повітря, який утворюється від обертання шківів пасової передачі, по-друге, відсутністю попадання розігрітої МОР на ліву бокову поверхню бабки; по-третє – відносним віддаленістю від зони різання.

2. На початковому етапі визначаємо тепловий потік при теплообміні між

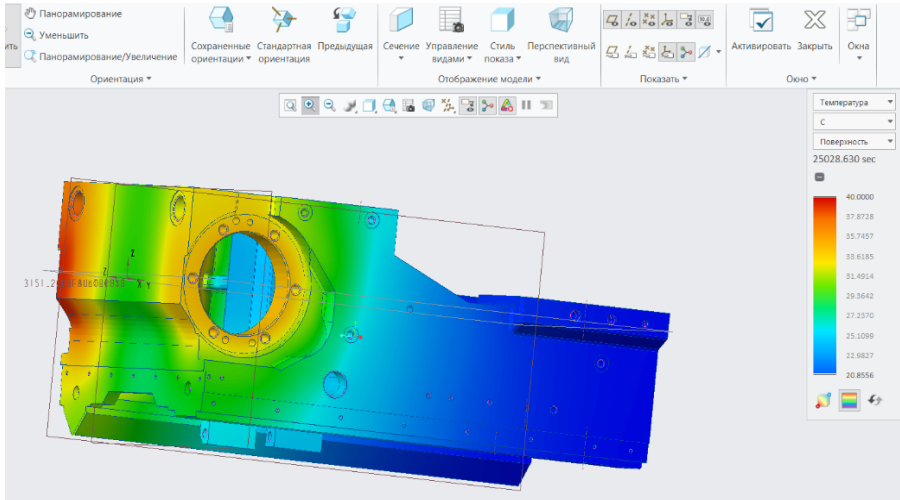
стіною і нерухомим повітрям

$$Q_{nc} = \alpha_{nc \rightarrow nv} F_{nc} (t_{nc} - t_{nv}) \quad (4.1)$$

де $\alpha_{nc \rightarrow nv}$ – коефіцієнт тепловіддачі від стінки до нерухомого повітря;



а)



б)

Рисунок 4.12 – Результати статичного теплового аналізу корпусу ШБ

а) – передня і ліва бокова стінка; б) – права бокова стінка

3. Якщо стінка обдувається потоком аерозольної суміші, умови тепловіддачі змінюються, а саме, змінюється коефіцієнт тепловіддачі, значення якого потрібно знайти за залежністю:

$$\alpha_{nc \rightarrow cm} = \frac{Nu \cdot \lambda_{cm}}{l_{nc}}, \quad (4.2)$$

де Nu – критерій Нуссельта для потоку суміші;

t_{nc} – температура ПС, °С;

t_{ne} – температура повітря, °С;

λ_{ne} – коефіцієнт теплопровідності суміші, Вт/(м · °С);

l_{nc} – характерний розмір (ширина) ПС, м.

Критерій Нуссельта Nu залежить від числа Рейнольдса Re и визначається за формулами

$$- \text{при } Re > 10^5 \quad Nu = 0.032 Re^{0.8}; \quad (4.3)$$

$$- \text{при } Re \leq 10^5 \quad Nu = 0.66 Re^{0.5}. \quad (4.4)$$

Число Рейнольдса Re для суміші в даному випадку визначається за залежністю

$$Re = \frac{V_{cm} l_{nc}}{\nu_{cm}}, \quad (4.5)$$

де V_{cm} і ν_{cm} – швидкість і в'язкість аерозольної суміші.

Коефіцієнт теплопровідності аерозольної суміші, визначаємо із залежності

$$\frac{1}{\lambda_{cm}} = \frac{x_{MOP}}{\lambda_{MOP}} + \frac{x_{ne}}{\lambda_{ne}}, \quad (4.6)$$

де x_{MOP} , x_{ne} – об'ємна доля МОР і повітря в суміші, відповідно;

λ_{MOP} і λ_{ne} – теплопровідність МОР і повітря, відповідно, Вт/(кг · °С).

Кінематична в'язкість суміші з огляду відсутності перевірених методик

визначали, виходячи з дольових масових коефіцієнтів x_{MOP}, x_{ne} по аналогії із теплопровідністю із формули

$$\frac{1}{V_{cm}} = \frac{x_{MOP}}{V_{MOP}} + \frac{x_{ne}}{V_{ne}}, \quad (4.7)$$

де V_{MOP}, V_{ne} – кінематична в'язкість MOP і повітря, відповідно, m^2/c .

Температура аерозольної суміші, яку з достатнім ступенем точності можна визначити за залежністю

$$t_{cm} = \frac{x_{MOP} \cdot c_{MOR} \cdot t_{MOP} + x_{ne} \cdot c_{ne} \cdot t_{ne}}{x_{MOP} \cdot c_{MOR} + x_{ne} \cdot c_{ne}}, \quad (4.8)$$

де c_{MOR}, c_{ne} – теплоємкості MOP і повітря, відповідно, $Вт/(кг \cdot ^\circ C)$;

t_{MOP}, t_{ne} – температура MOP і повітря, відповідно, $^\circ C$.

Після визначення значення коефіцієнта тепловіддачі від стінки до суміші за залежністю (4.2) поточна температура передньої стінки визначиться за залежністю, що отримана з формули (4.1):

$$t_{nc} = \frac{Q_{nc}}{\alpha_{cm \rightarrow nc} F_{nc}} + t_{ne} \quad (4.9)$$

Ліва бокова стінка (ЛБС) бабки (зі сторони шліфувального круга).

1. Теплові процеси на ЛБС:

– нагрів від дії теплоти, що надходить від підшипникових вузлів через стінку корпусу і утворює на ній температуру $t_{лбс}$;

– нагрів від потоку суміші, яка складається з нагрітої MOP і повітря, що утворюється при обертанні шліфувального круга.

На відзнаку від передньої стінки ЛБС не захищена від дії потоку суміші, тому теплообмін на ній здійснюється увесь час при умовах I, тобто при постійному попаданні розігрітої суміші на її поверхню.

По аналії з передньою стінкою визначаємо основні параметри теплообміну між стінкою і сумішшю.

2. На початковому етапі визначаємо тепловий потік при теплообміні між стінкою і нерухомим повітрям

$$Q_{лбс} = \alpha_{лбс \rightarrow нв} F_{лбс} (t_{лбс} - t_{нв}) \quad (4.10)$$

де $\alpha_{лбс \rightarrow нв}$ – коефіцієнт тепловіддачі від стінки до нерухомого повітря;

$t_{лбс}$ – початкова температура ЛБС, °С.

$t_{нв}$ – температура повітря, °С.

3. Якщо стінка обдувається потоком аерозольної суміші, умови тепловіддачі змінюються, а саме, змінюються коефіцієнт тепловіддачі, значення якого потрібно знайти за залежністю:

$$\alpha_{лбс \rightarrow см} = \frac{Nu \cdot \lambda_{см}}{l_{лбс}}, \quad (4.11)$$

де Nu – критерій Нуссельта для потоку суміші;

$\lambda_{см}$ – коефіцієнт теплопровідності суміші, Вт/(м·°С);

$l_{лбс}$ – характерний розмір (ширина) ЛБС, м.

Критерій Нуссельта Nu залежить від числа Рейнольдса Re и визначається за формулами (4.3)-(4.4).

Число Рейнольдса Re для суміші в даному випадку визначається за залежністю

$$Re = \frac{V_{см} l_{лбс}}{\nu_{см}}, \quad (4.12)$$

де $\nu_{см}$ і $V_{см}$ – швидкість і в'язкість аерозольної суміші.

Коефіцієнт теплопровідності, кінематичну в'язкість і температуру суміші визначаємо так же, як для передньої стінки.

Після визначення значення коефіцієнта тепловіддачі від стінки до суміші за залежністю (4.12) поточна температура передньої стінки визначиться за залежністю, що отримана за допомогою перетворення формули (4.11):

$$t_{лбс} = \frac{Q_{лбс}}{\alpha_{лбс \rightarrow см} F_{лбс}} + t_{нв} \quad (4.13)$$

Права бокова поверхня (ПБС) бабки (зі сторони пасової передачі приводу шпинделя).

Як видно з рис.4.11, ϵ температура на ПБС формується в результаті дії двох теплових факторів:

- нагрів від дії теплоти, що надходить від підшипникових вузлів через стінку корпусу і утворює на ній температуру $t_{n\bar{b}c}$;

- охолодження від потоку повітря, який утворюється від обертання шківів клинопасової передачі приводу шпинделя.

Потік тепла через дану поверхню теплообміну її з повітрям також знаходиться за формулою Ньютона, яка для даного випадку має вигляд

$$Q_{n\bar{b}c} = \alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}} F_{n\bar{b}c} (t_{n\bar{b}c} - t_{n\bar{v}}), \quad (4.14)$$

де $F_{n\bar{b}c}$, м² – площа стінки;

$t_{n\bar{b}c}$ – температура стінки, °С;

$t_{n\bar{v}}$ – температура повітря, °С;

$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}}$ – коефіцієнт тепловіддачі від поверхні стінки до повітря, який визначається за формулою [176, 177]:

$$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}} = \alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}}^k + \alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}}^p, \quad (4.15)$$

де $\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}}^k$ – коефіцієнт тепловіддачі за рахунок конвекції, який визначається за формулою

$$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}}^k = \frac{Nu \cdot \lambda_{n\bar{v}}}{l_{n\bar{b}c}}, \quad \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{°С}}, \quad (4.16)$$

$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}}^p$ – коефіцієнт тепловіддачі за рахунок випромінювання, який

визначається за формулою

$$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{v}}^p = \frac{0.9 \cdot 0,00000005670367 \cdot [(273,15 + t_{n\bar{b}c})^4 - (273,15 + t_{n\bar{v}})^4]}{l_{n\bar{b}c} - l_{n\bar{v}}}; \quad (4.17)$$

$\lambda_{n\bar{v}}$ – теплопровідність повітря, $\frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{°С}}$;

$l_{н\acute{o}c}$ – характерний розмір ПБС, м;

Nu – число Нуссельта.

Число Нуссельта Nu при природній конвекції, коли швидкість повітряного потоку $V_{н\acute{o}c}^{III} = 0$ визначається за формулою

$$Nu = \frac{0,68 + 0,67 Ra^{0,25}}{[1 + (0,492 / Pr)^{0,5625}]^{0,444}}, \quad (4.18)$$

де Ra – число Релея;

Pr – число Прандтля.

Число Прандтля при температурі повітря, $t_{н\acute{o}c} = 20^\circ\text{C}$ дорівнює $Pr = 0,714$, тоді число Релея можна визначити за залежністю:

$$Ra = Gr \cdot Pr, \quad (4.19)$$

де... Gr – число Грасгофа, яке визначається для даної схеми теплообміну за залежністю:

$$Gr = \frac{g \beta |t_{н\acute{o}c} - t_{н\acute{o}c}| l_{н\acute{o}c}^3}{V_{н\acute{o}c}^2}, \quad (4.20)$$

де g – прискорення вільного падіння, м/с^2 ;

β – коефіцієнт лінійного розширення повітря, $\text{м}^3/\text{К}$;

Якщо стінка обдувається потоком повітря, що утворюється шківом клинопасової передачі, умови тепловіддачі змінюються, а саме, змінюються коефіцієнт тепловіддачі між потоком повітря від шківа пасової передачі, і стінкою, яку він охолоджує.

При примусовій конвекції (обдуві) швидкість повітря $V_{н\acute{o}c}^{III} \neq 0$, число Рейнольдса визначається за формулою

$$Re = \frac{V_{н\acute{o}c}^{III} l_{н\acute{o}c}}{V_{н\acute{o}c}} \quad (4.21)$$

Швидкість потоку повітря від обдуву потоком від шківа визначається із співвідношення

$$V_{нв}^{ш} = V_{нв}^K \frac{d_{шк}}{D_K}, \quad (4.22)$$

де $V_{нв}^K$ – швидкість потоку повітря від шліфувального круга, м/с;

$d_{шк}$ – діаметр веденого шківa клинопасової передачі, м;

D_K – діаметр шліфувального круга, м.

В даній роботі при експериментальних дослідженнях використовувалися шліфувальні круги, приведені у табл. 3.1 розд. 3. з діаметрами 300, 350 і 500. Для даного розрахунку приймаємо $D_K = 300 \text{ мм} = 0,3 \text{ м}$.

Діаметр веденого шківa пасової передачі беремо із складального кресленника шліфувальної бабки верстата 3М151.200-4СБ, відповідно до якого, $d_{шк} = 160 \text{ мм} = 0,16 \text{ м}$. При цьому, вважаємо, на потік повітря не впливає кількість пасів у пасовій передачі приводу шпинделя шліфувального круга, а отже, і ширина шківa.

Після цього число Нуссельта знаходиться по одній із залежностей (4.3) або (4.4), а значення коефіцієнта тепловіддачі потрібно знайти за однією із залежностей (4.16) з врахуванням (4.17) і (4.18).

Остаточно, температура ПБС визначиться за залежністю, отриманою з формули (4.10):

$$t_{нвс} = \frac{Q_{нвс}}{\alpha_{нвс \rightarrow нв} F_{нвс}} + t_{нв}, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (4.23)$$

Остаточно температуру всіх стінок шліфувальної бабки, що беруть участь у теплообміні, заносимо в табл. 4.2.

Для розрахунку температури на всіх стінках шліфувальної бабки, які беруть участь у теплообміні, заведеною вище методикою середовищі Delphi 7 Enterprise розроблені детальний алгоритм, а також, комп'ютерна програма Heat_Transfer, головне вікно якої приведене на рис. 4.13. Програма, як інші, оснащена зручним графічним інтерфейсом.

Таблиця 4.2 – Результати розрахунку температури на стінках ШБ

Поверхня шліфувальної бабки	Вихідна температура стінок, °C	Температура в опорах, °C		Остаточна температура стінок, °C					
		$t_{по}$	$t_{зо}$	Без захисту			Із захистом		
				t , °C	Q, Вт	α , Вт/(м ² °C)	t , °C	Q, Вт	α , Вт/(м ² °C)
Передня, $t_{пс}$	31,5	35	25	37.49	29.15	131	28.8	29.15	22.76
Права бокова, $t_{пбс}$	31,5			37.12	29.15	119.32			
Ліва бокова, $t_{лбс}$	29,2			28.98	15.4	12.87			
Передня, $t_{пс}$	33	40	30	37.7	32.95	131	29.9	32.95	22.75
Права бокова, $t_{пбс}$	33			37.27	32.95	119.32			
Ліва бокова, $t_{лбс}$	30			26.55	16.9	12.21			
Передня, $t_{пс}$	34,5	45	35	37.9	36.76	131	31.1 1	36.76	22.75

Проект Heat_TransferForm

Розрахунок температури на стінках шліфувальної бабки

Вихідні дані

Дані до розрахунку

Температура повітря, град. C: 20
 Теплопровідність, ЛАМпв: 0.0259
 Кін. в'язкість повітря КНУрв, мкв/с: 0.00001506
 Теплоємність повітря, Дж/(кг*град): 1036
 Масова доля повітря у суміші xPv: 0.6

Температура МОР, град. C: 42
 Теплопровідність, ЛАМмор: 0.5711
 Кін. в'язкість МОР NUмог, мкв/с: 1.405E-6
 Теплоємність сМОР, Дж/(кг*град): 4111
 Масова доля МОР у суміші xMOP: 0.4
 Температура ТРС, град. C: 37.2
 Характерний розмір Lpc, м: 0.511
 Товщина стінки bc, м: 0.02
 Площа Fпс, м.кв.: 0.14535
 Швидк. потоку повітря Vрв, м/с: 4.5
 Коєфр. тепловіддачі. ALFpc-см: 17.44

Температура передн. підш. град. C: 55
 Температура задн. підш. град. C: 45
 Температура ТРВС, град. C: 33.0
 Число Прандтля для повітря: 0.714

Результати

№№ зп	Поверхня шліфувальної бабки	Температура в опорах, °C		Температура стінок, °C	
		передній	задній	Без захисту	Із захистом
1	Передня			38.255	33.183
2	Ліва бокова	55.000	45.000	37.695	
3	Права бокова			28.733	



Дані до розрахунку

Характерний розмір, Lрбс, мм: 0.815
 Коєфр. об'ємн. розш. повітря, Bet: 0.003661
 Площа правої бокової стінки, м2: 0.21126
 Діаметр круга, м: 0.3
 Діаметр шків, м: 0.16

Вихід Розрахунок Збереження

Рисунок 4.13 – Головне вікно програми Heat_Transfer

За вказаною програмою були виконані розрахунки температури на всіх поверхнях шліфувальної бабки при температурах мастила у опорах шпинделя у діапазоні: у передній – 35-55°C, а у задній опорі – 25-55°C, які раніш були отримані експериментально (див. діаграму на рис. 4.1, а).

Розрахунки виконувалися у тій же послідовності, що і тестові ручні розрахунки:

- виконувався статичний тепловий аналіз в САПР Creo Simulation, за допомогою якого при заданій температурі у опорах шпинделя встановлювалося орієнтовні значення середньої температури стінок;
- виконувався автоматизований розрахунок температури стінок шліфувальної бабки у всьому діапазоні температур мастильної рідини у опорах, результати якого відображені у табл. 4.2.

4.3.3 Аналіз складнонапруженого стану шліфувальної бабки із застосуванням методу кінцевих елементів

Дослідження складнонапруженого стану шліфувальної бабки виконували у середовищі модуля Simulate системи PTC Creo Parametric.

Під час дослідження:

- створювали на основі 3D-моделі шліфувальної бабки її імітаційну модель;
- за даними локалізації температур на поверхнях шліфувальної бабки визначали потужності джерел теплоти за заданими температурами;
- визначали напруження і деформації елементів шліфувальної бабки та зміщення осі шпинделя від дії сил та теплових потоків.

Вихідними даними були:

- температури на поверхнях ШБ, визначені в п. 4.2 і приведені в табл. 4.2;
- отримані експериментально та визначені шляхом розрахунку зусилля різання: (тангенціальна складова сили різання $P_z=183,475$ Н, яка створює дотичні напруження кручення; радіальна складова сили різання $P_y=280$ Н, яка

створює нормальні напруження згину; крутний момент різання $M_p=27,5 \text{ Н} \cdot \text{м}$, який утворює дотичну силу);

– радіальна жорсткість опор шпинделя, яку визначали використовуючи таріровочний графік на круглошліфувальному верстаті 3М151, приведений на рис. 4.14.

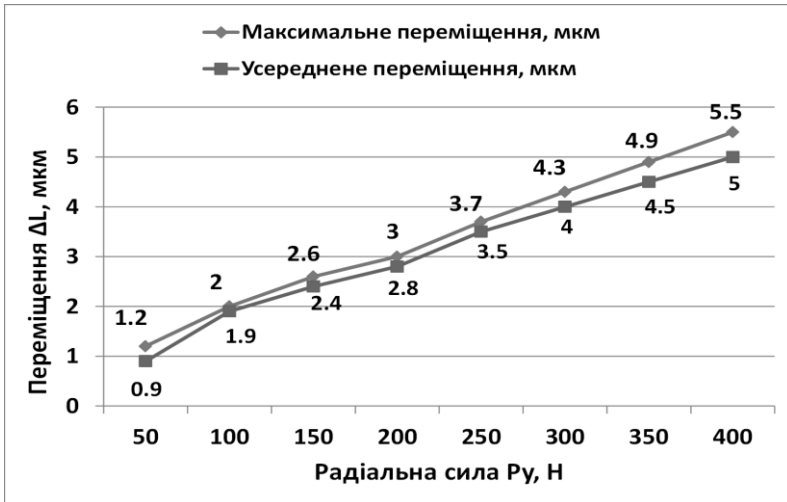


Рисунок 4.14 – Графік переміщень осі шпинделя при дії змінно радіальної сили

Відповідно до графіка, радіальна жорсткість опор може бути розрахована, як відношення сили до переміщення, тобто:

$$J_{\Sigma} = \frac{P_y}{\Delta L}, \text{ Н/м.} \quad (4.24)$$

Для конкретних значень радіальної складової сили різання в ході експериментів жорсткість можна наближено визначити за допомогою графіка на рис. 4.14, або більш точно шляхом інтерполяції значень цього графіка для радіальних сил в діапазоні 50...400 Н.

Отже, для значення радіальної $P_y=280 \text{ Н}$, жорсткість опор складала $J_{\Sigma} = 68,89 \cdot 10^6 \text{ Н/м}$.

В ході досліджень визначили кількісні значення зміщень точок кромки циліндричної поверхні шліфувального круга внаслідок зміщення осі шпинделя під дією силових і теплових деформацій в елементах шліфувальної бабки.

Слід зауважити, що в реальних умовах переміщення шпинделя шліфувальної бабки здійснюється не тільки під впливом температурних деформацій, але й під дією сил різання. Тому, при дослідженні оцінювали також величину переміщення шпинделя під дією складових сил різання, що забезпечує умови для більш точного аналізу зміщень елементів технологічної системи.

Прийнято, що у створеній імітаційній моделі шпиндель і всі пов'язані з ним деталі мають одну ступінь свободи – обертання навколо осі шпинделя. Для забезпечення коректної роботи проведено аналіз моделі з метою виявлення та усунення зазорів та інтерференцій у її поверхнях, що сполучаються. Сполучені деталі проаналізовано і узгоджено щодо відносної точності (рис. 4.15). Призначення фізико-механічних характеристик матеріалів проводили на базі конструкторської документації верстата – робочих кресленників.

З метою скорочення часу розрахунків виконані ідеалізація та спрощення імітаційної моделі. Для цього елементи кріплення замінені функціональними зв'язками, геометричні елементи які здатні створювати сингулярні області пригнічені, фізичні властивості матеріалів у деталей задані однаковими по всьому об'єму.

На наступному етапі за допомогою автоматичного генератора сіток геометричних елементів AutoGEM додатку Creo Simulate для всіх деталей створено оптимізовану за розміром елементів скінчено-елементну сітку на базі тетраедрів.

Оскільки кінцеві елементи, які створює генератор сіток AutoGEM, точно збігаються з геометрією моделі, що покривається ними, ці елементи іноді називають геометричними елементами.

BABKA_TERM_ANALYSIS.ASM			
Наименование модели	Значение допуска	Тип точности	Значение точности
KORPUSFOTERMO.PRT	1.323053773729268	Относительная	0.0012
SHPINDEL_3M151_2010_2.PRT	1.123836829415619	Относительная	0.0012
KRUG_600X203X100.PRT	1.025696977516256	Относительная	0.0012
KRYSHKA_3M151_2001-5_1.PRT	0.753525474021947	Относительная	0.0012
PLANSHABA.PRT	0.629333361582076	Относительная	0.0012
PLANSHABA_1EV.PRT	0.613942715045816	Относительная	0.0012
GAYKA_KORON_DK_39.PRT	0.453975582977862	Относительная	0.005
FLANEC_3M151_2015_2.PRT	0.43499179617417	Относительная	0.0012
FLANEC_3M151_2020-1.PRT	0.397444637654101	Относительная	0.0012
FLANEC_3M151_2014-1.PRT	0.369539383481299	Относительная	0.0012
FLANEC_3M151_2023-1.PRT	0.367671094810706	Относительная	0.0012
PROKLADKA_3M151_2021.PRT	0.366722996201906	Относительная	0.0012
SHPONKA_GOST24071_80_8X11.PRT	0.305699518727781	Относительная	0.01
CHKIV.PRT	0.305213485101249	Относительная	0.0012
FLANEC_3M151_2017-2.PRT	0.268417063994958	Относительная	0.0012
KOLZO_3M151_2022-3.PRT	0.217789255182206	Относительная	0.0012
KOLZO_3M151_2028-1.PRT	0.216078124605637	Относительная	0.0012
KOLZO_3M151_2027.PRT	0.21592988653758	Относительная	0.0012
KOLZO_3M151_2022-3CB_VKLADYCH_1.PRT	0.158546536731982	Относительная	0.0012
SHAYBA_DK_735.PRT	0.150570116557038	Относительная	0.0012
VKLADYSH_3M151_2008.PRT	0.143876922632039	Относительная	0.0012
VKLADYSH_3M151_2008_BR.PRT	0.115901884234259	Относительная	0.0012

Рисунок 4.15 – Звіт про аналіз значень допусків і точностей в CREO

Simulate

Виконано перевірку на наявність дефектних об'єктів поблизу ребер, результат якої представлений на рис. 4.16.

За експериментальними даними виміряних температур на поверхнях визначені потужності джерел теплоти, які склали 45,2 Вт на передній стінці, у підшипниках у шліфувального круга 43,2 Вт, у шківів 22,8 Вт. Вказані дані були прийняті як теплові навантаження. Температури, які виміряні на інших поверхнях шліфувальної бабки, прийняті як граничні умови першої групи. У другій групі граничних умов визначили зовнішні поверхні, що залишилися. І остання група граничних умов – умова конвекції при температурі навколишнього середовища 20°C.

Проведені дослідження (рис. 4.17) показали суттєву відмінність розподілу температур вздовж передньої стінки шліфувальної бабки, особливо біля шліфувального круга та шківів пасової передачі.



Рисунок 4.16 – Скінчено-елементна модель створена в AutoGEM

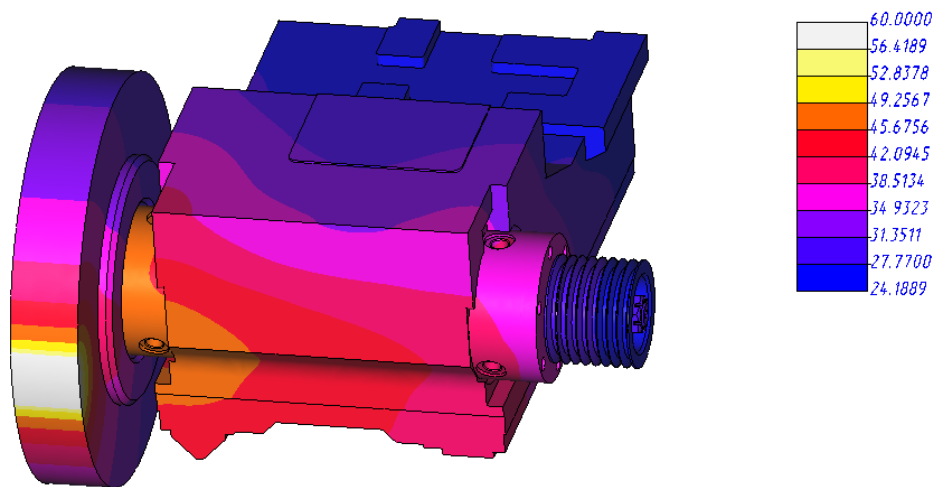


Рисунок 4.17 – Температурні поля на поверхнях бабки і шпindelного вузла при заданих теплових навантаженнях

Для визначення зміщення циліндричної робочої поверхні круга, яка виконує функцію формоутворення поверхні деталі, що обробляється шліфуванням, виконано структурний аналіз з додаванням до отриманих температурних навантажень від складових сили різання P_z і P_y . У моделі шліфувальної бабки сформовано локальну систему координат з віссю Z , яка збігається з віссю деталі, а також умовний центр мас в центрі.

Як закріплення прийняті шків і направляючі верстата, а як силові навантаження прийняти:

– момент сили $27,5 \text{ Н}\cdot\text{м}$, прикладений до периферії шліфувального круга у віртуальній точці його контакту з заготовкою;

– радіальна сила 280 Н , прикладена до шпинделя в області контакту круга і заготовки.

За результатами структурного аналізу (рис. 4.18) отримані величини зміщень кромки шліфувального круга при максимальних значеннях температур (рис. 4.19), які склали $6,484\text{E-}05 \text{ м}$ для зовнішньої ділянки круга та $7,481\text{E-}05 \text{ м}$ для внутрішнього

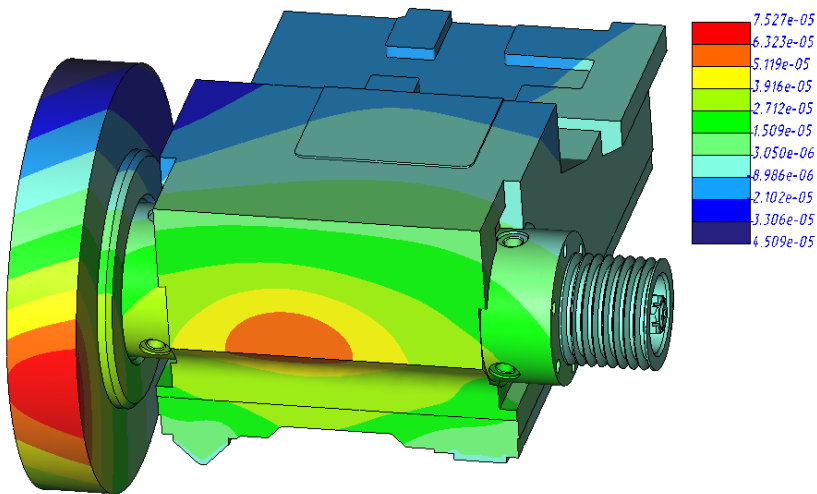


Рисунок 4.18 – Структурний аналіз складнонапруженого стану шліфувальної бабки

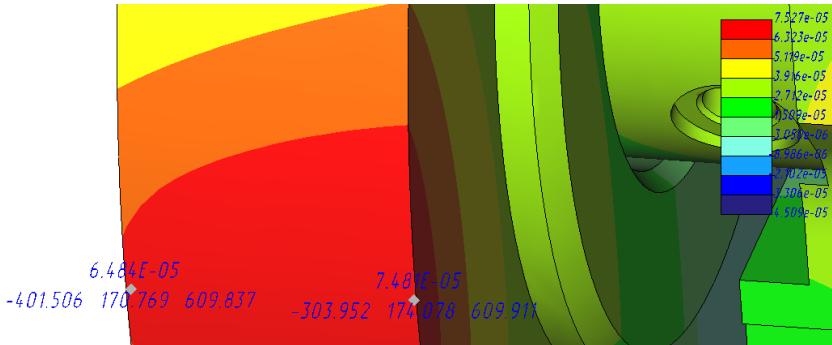


Рисунок 4.19 – Зміщення кромки шліфувального круга

Таким чином різниця зміщень кромки у горизонтальній площині становить $0,987E-05$ м, що може призвести до відхилення форми у вигляді конусності деталі, яка обробляється.

Чисельне значення конусності при висоті шліфувального круга $H=60$ мм визначиться за залежністю:

$$K = \frac{\Delta L}{H} = \frac{0,00987}{60} = 0,00165 \text{ або } \triangleright 1:607.$$

Таким чином, величина конусності корелює з тією, що отримана в результаті експериментів (див. п. 4.2), і її значення попадає у експериментально визначений діапазон $\triangleright 1:845 \dots \triangleright 1:286$.

Як показав структурний аналіз з течєю часу значення зміщення осі шпинделя змінюється, тому необхідно виконати динамічний аналіз складнонапруженого стану шліфувальної бабки, метою якого є визначення залежності зміщення кромки шліфувального круга від часу роботи верстата.

З метою зменшення часу розрахунків проведено дослідження впливу окремих джерел теплоти на відхилення кромки шліфувального круга. У розрахунковій моделі прийнято джерела теплоти: передня стінка ШБ, два підшипники і зона контакту шліфувального круга і деталі при різанні. Для

цього використовувалися експериментально отримані температури на вказаних ділянках. Обчислення проводилися з послідовним збільшенням одного з теплових навантажень на 50% без зміни інших (рис. 4.20).

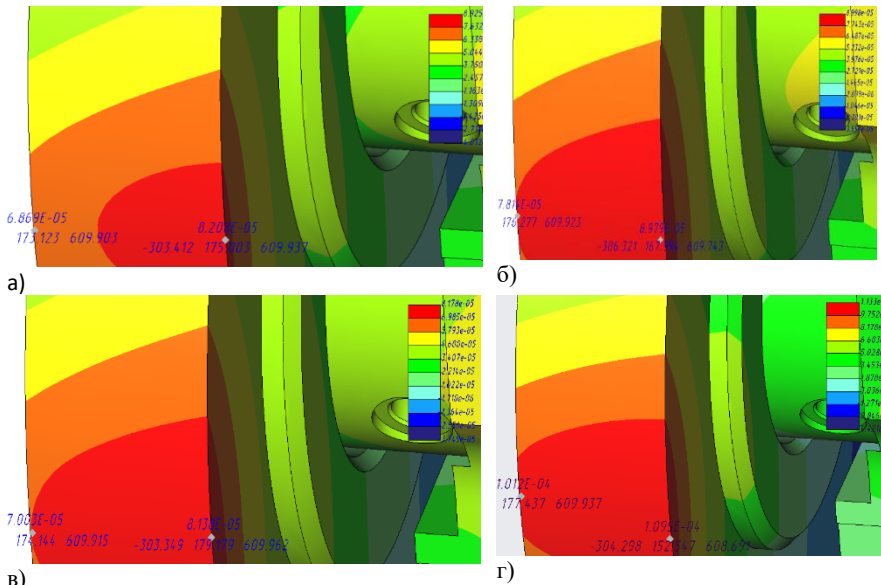


Рисунок 4.20 – Вплив джерел теплоти на зміщення кромки шліфувального:
 а – потужність джерела у передньої бабки збільшена на 50% і становить 75W; б –
 потужність джерела біля переднього підшипника збільшена на 50% і становить
 165W; в - потужність джерела у заднього підшипника збільшена на 50% і становить
 143W; г – потужність джерела у зоні різання збільшено на 50% і становить 225W.

Сили приймалися однаковими у всіх випадках. Отримані результати відображені у таблиці 4.3.

Таким чином, за результатами проведеного дослідження встановлено:

1. Найбільший вплив на різницю зміщень кромки шліфувального круга здійснює нерівномірний нагрів передньої стінки бабки внаслідок, в тому числі, великої маси деталі.

2. Вплив нагріву в зоні обробки має найменший вплив, оскільки абразивний матеріал шліфувального круга має найменший з усіх елементів

ШБ коефіцієнт теплопровідності та коефіцієнт температурного розширення і, отже, його в подальшому аналізі не враховували, оскільки тепло поглинається МОР.

Таблиця 4.3 – До визначення впливу окремих джерел теплоти на зміщення кромки шліфувального круга

Джерела теплоти	Вихідна температура, °C	Температура, збільшена на 50%, °C	Різниця зміщень кромки шліфувального круга, м·10 ⁻⁵
Передня стінка ШБ	37,2	55,8	1,339
Підшипник зі сторони шліфувального круга	55	82,5	1,165
Підшипник зі сторони шківів	45	67,5	1,135
Зона контакту круга із заготовкою із застосуванням МОР	60	90	0,028

Для наступного етапу дослідження визначено три вимірювання для нестационарного розрахунку максимальних температур на поверхнях ШБ (рис. 4.21) і в опорах шпинделя, теплові навантаження, функції зміни їх у часі та граничні умови – конвекційний теплообмін (рис. 4.22).

Також призначені параметри нестационарного теплового аналізу в середовищі PTC CREO Simulate (рис. 4.23).

Надалі проведені дослідження по кожному джерелу теплоти, а потім виконано спільний розрахунок для трьох джерел.

В результаті дослідження отримано масив теплових полів для різних інтервалів часу (рис. 4.24).

Результати підтвердили припущення взаємодії теплових полів від різних джерел. Цей ефект призводить до зростання температурного градієнта після 3-3,5 годин роботи обладнання (рис. 4.25).

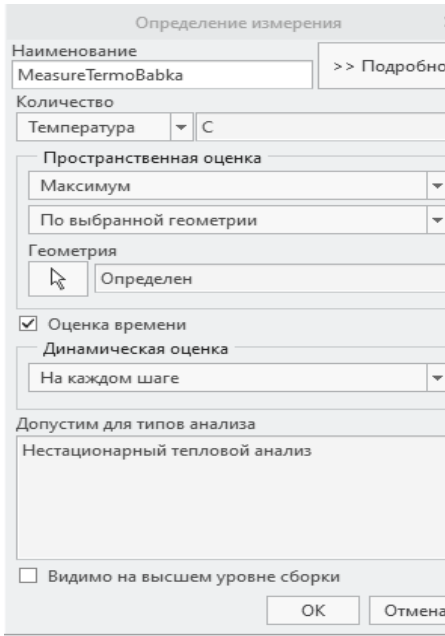


Рисунок 4.21 – Виміри для розрахунку масиву температур

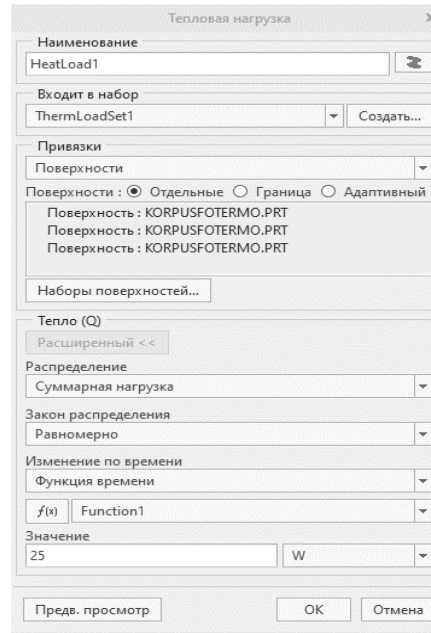


Рисунок 4.22 – Визначення теплового навантаження

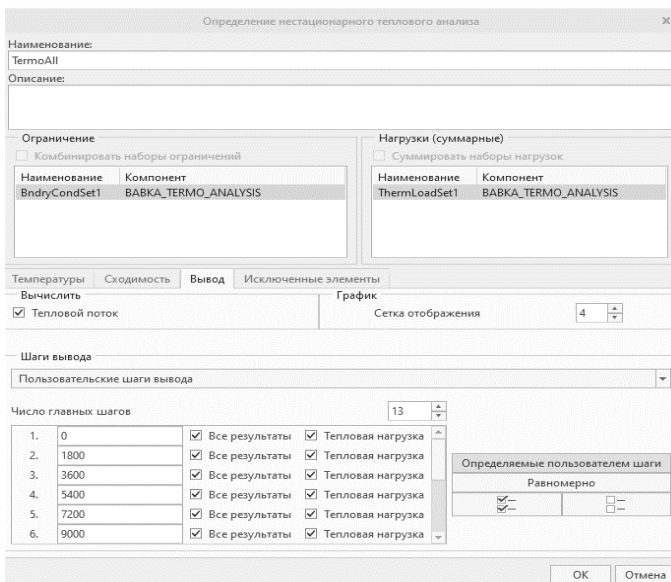
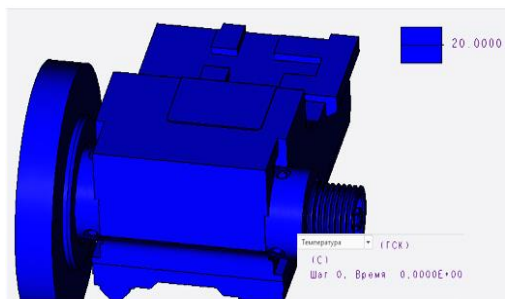
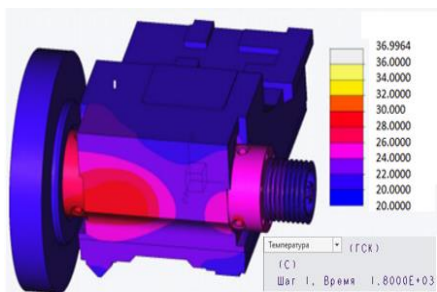


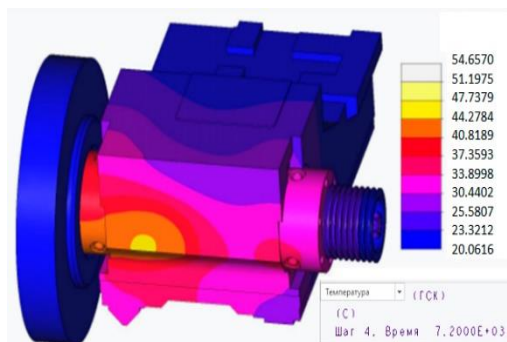
Рисунок 4.23 – Ініціалізація часу та теплового навантаження



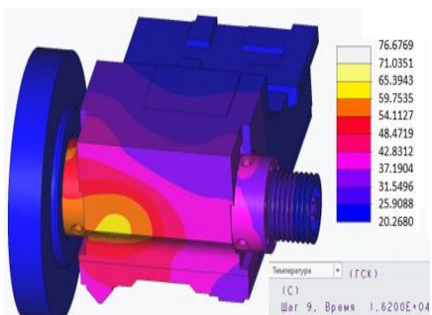
a



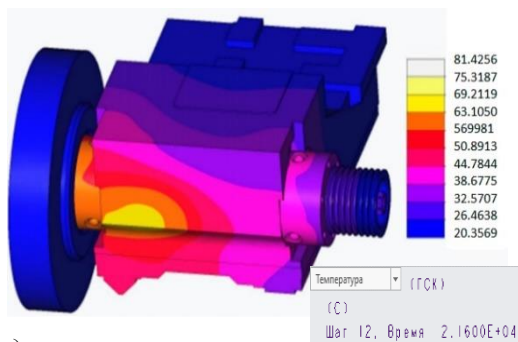
б



в



г



д

Рисунок 4.24 – Температурні поля с кроком 30 хв. за 6 годин роботи:
a – $\tau = 0,0$ год; *б* – $\tau = 0,5$ год; *в* – $\tau = 2,0$ год;

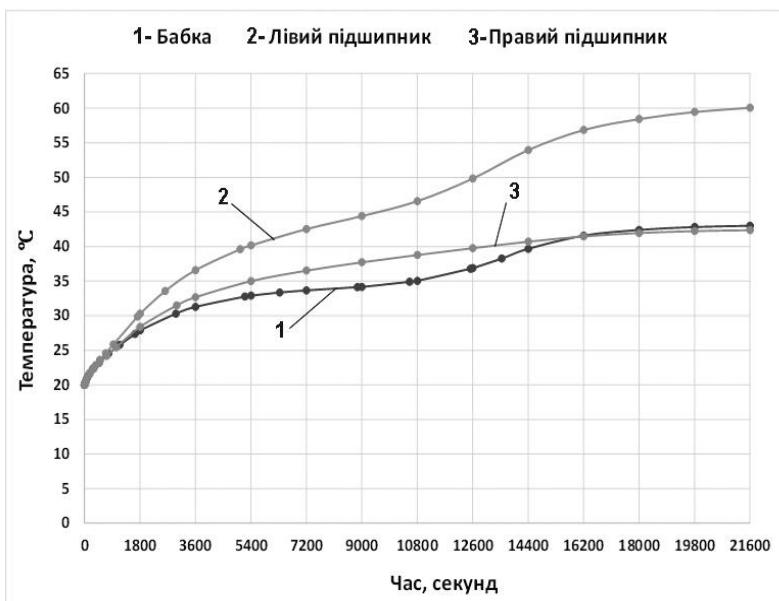


Рисунок 4.25 – Динамічна зміна температур на досліджуваних елементах за 6 годин шліфування

Як видно з графіка, на позначці часу 3,5 год. спостерігається прискорене зростання температури у лівій опорі шпинделя. Це явище пояснюється поступовим поширенням теплових полів від передньої стінки і лівої опори і їх перекриттям одне іншого, що приводить до складання їх теплового потенціалу і підвищення темпу зростання температури.

Для визначення власних частот та форм коливань проведено модальний аналіз (рис. 4.26) як перший етап для динамічного дослідження системи. Виявлено частоти, на яких відбуваються максимальні збурення, що призводять до значних зсувів окремих елементів конструкції.

На фінальній стадії виконано аналіз динамічного впливу сил і температур, на зміщення робочих кромок шліфувального круга, напруження та деформації у досліджуваних областях елементів шліфувального верстата. Створено два датчики для вимірювання зсувів із кроком 1800 сек. (0,5 години)

на інтервалі часу 21 600 сек. (6 годин) у досліджуваних точках PNT0 та PNT1, розташованих на ребрах циліндричної поверхні шліфувального круга (рис. 4.27).

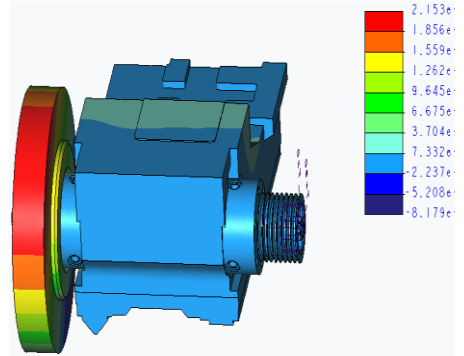
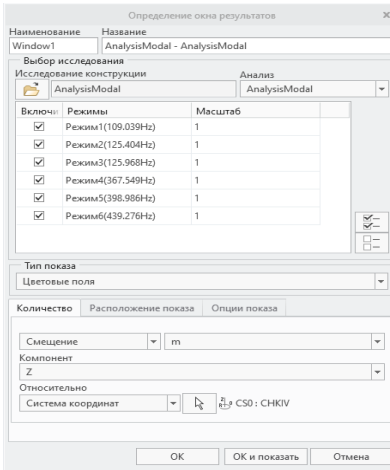


Рисунок 4.26 – Модальный анализ бабки

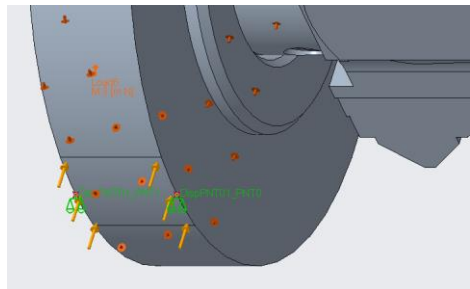
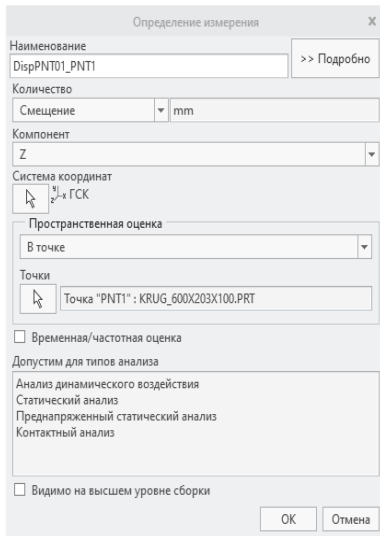
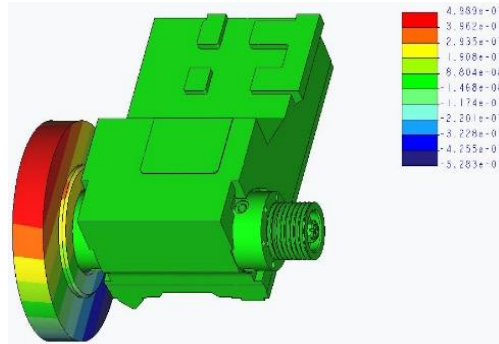


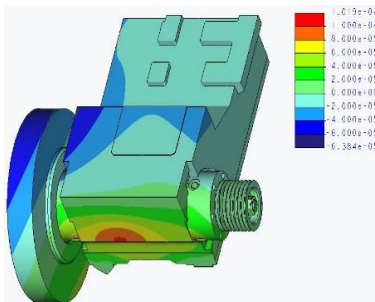
Рисунок 4.27 – Визначення точок вимірювань для дослідження переміщень шпинделя

На основі попередніх досліджень отримано масив результатів складнонапруженого стану елементів шліфувального верстата (рис. 4.28).

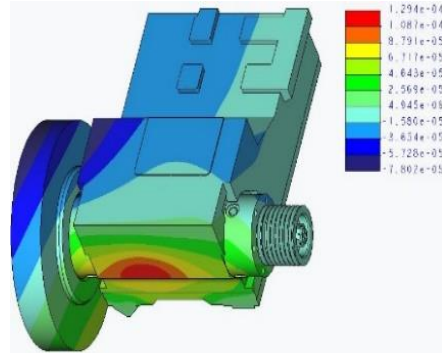
Отримані числові значення залежності від часу зміщень точок PNT0 і PNT1 в горизонтальній площині, а також зміщення твірної циліндричної поверхні шліфувального круга протягом робочої зміни (табл. 4.4).



а



б



в

Рисунок 4.28 – Зміщення елементів шліфувального верстата на різних стадіях робочого циклу: а – на початку; б – середині; в – після закінчення.

Таблиця 4.4 – Динаміка зміщення елементів шліфувального круга і прогнозуємої конусності деталі протягом робочої зміни

Час роботи верстата (сек)	Зміщення точки PNT0 (мкм)	Зміщення точки PNT1 (мкм)	Зміщення твірної круга (мм)	Конусність
0	-0,008382	-0,022639	0,014257	$\triangleright 1:4762 \cdot 22 \cdot 10^{-6}$
1800	-0,826310	-5,970800	0,051449	$\triangleright 1:1166,23$
3600	0,981500	-8,026600	0,090081	$\triangleright 1:666,07$
5400	3,512800	-8,077300	0,115901	$\triangleright 1:517,68$
7200	6,059200	-7,200200	0,132594	$\triangleright 1:452,51$
9000	8,348800	-6,087400	0,144362	$\triangleright 1:415,62$
10800	10,398000	-5,161100	0,155591	$\triangleright 1:385,63$
12600	12,333000	-4,949300	0,172823	$\triangleright 1:347,18$
14400	14,454000	-5,167200	0,196212	$\triangleright 1:305,79$
16200	16,738000	-4,831900	0,215699	$\triangleright 1:278,17$
18000	18,901000	-3,717900	0,226189	$\triangleright 1:265,26$
19800	20,747000	-2,440000	0,231870	$\triangleright 1:258,77$
21600	22,165000	-1,345600	0,235106	$\triangleright 1:255,20$

Таким чином, величина конусності практично для всіх значень часу корелює з тією, що отримана в результаті експериментів (див. п. 4.2), і їх значення попадають у експериментально визначений діапазон $\triangleright 1:845 \dots \triangleright 1:286$. Це підтверджує коректність як експериментальних, так і аналітичних досліджень. За даними таблиці 4.4 побудовано графіки залежностей (рис. 4.29) величини зміщень елементів системи від часу роботи верстату.

Проаналізувавши графіки на рисунках 4.25 і 4.29, можна відзначити закономірність поведінки твірної циліндричної поверхні шліфувального круга і температурних полів шліфувальній бабки верстата і, особливо, на лівому підшипнику.

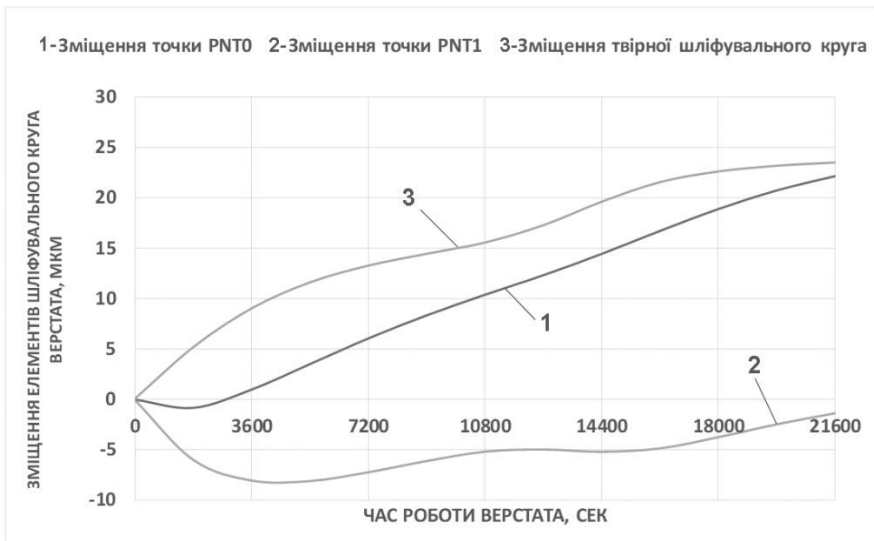


Рисунок 4.29 – Зміщення елементів шліфувального круга протягом робочої зміни

Отже, можна зробити висновок, що застосування заходів щодо стримування розповсюдження теплових потоків, особливо на ділянках зростання, призведе до зменшення зміщення кромки шліфувального круга і, відповідно, дозволить підвищити точність шліфування деталі.

Узагальнюючи результати натурних та комп'ютерних експериментів, можна відзначити, що наприкінці робочої зміни (через 360 хв. після включення) температура рідини в підшипниках шпинделя максимальна і може досягати 60оС, що критично не допустимо. При цьому, максимальна температура робочої рідини у підшипниках встановлюється для різних верстатів у інтервалі 200...300 хв. роботи верстатів, а стабілізація температури рідин досягається через 150-180 хв. роботи верстата в той час, як температура робочої рідини в початковий момент часу коливалася від 8 до 10 оС.

Внаслідок цього, спостерігалася зміщення переднього кінця шпинделя у

бік заготовки, а для більшості досліджуваних верстатів задній кінець шпинделя при збільшенні часу роботи зміщувався від заготовки. Це явище викликало утворення конусності обробленої деталі у діапазоні від $\triangleright 1:4762 \cdot 22 \cdot 10^{-6}$ до $\triangleleft 1:845$ мм.

Динамічний тепловий аналіз шліфувальної бабки показав, що під час роботи верстата протягом робочої зміни, тепловий стан її елементів динамічно змінюється, що обумовлено поширенням і взаємним перекриттям теплових полів на її поверхнях. Це приводить до підвищення швидкості зростання температури на поверхнях шліфувальної бабки, і, як наслідок, зростання величини зміщення осі шпинделя і збільшенню конусності шліфованої деталі.

5 РОЗРОБКА І ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНІКИ ПОДАЧІ МОР У ЗОНУ РІЗАННЯ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ШЛІФОВАНИХ ДЕТАЛЕЙ

5.1 Призначення, ефективність конструктивні особливості пристрою подачі МОР при круглому зовнішньому шліфуванні

Помилки, викликані пружними деформаціями технологічної системи при шліфуванні, можуть виникати в результаті дії сили різання на недостатньо жорстку заготовку [131]. В результаті заготовка деформується и набуває діжкоподібну (криволінійну) форму. Крім того, температурні деформації круглошліфувальних верстатів викликають помилки в розмірах та формі оброблюваних деталей.

Відомо, що у процесі шліфування охолоджуюча рідина використовується для мащення і, в основному, для відводу тепла, що виділяється в зоні контакту. Зниження теплового навантаження в зоні контакту може бути досягнуте за рахунок збільшення потоку МОР безпосередньо через зону різання [133]. У той же час низька швидкість і витрата мають тенденцію до зниження ефективності мастильно-охолоджувальної рідини, проте надмірний потік або швидкість струменю під час шліфування не приносять користі и не призводять до додаткового зниження температури в зоні шліфування [108].

Одним з джерел тепла, що визначають температурне поле и температурні деформації вузлів и деталей верстата, є МОР, що нагрівається в зоні шліфування [144]. Серед заходів щодо зниження температурних деформацій и їх впливу на точність обробки деталей необхідно відділити виключення контакту МОР з деталями и вузлами шліфувального верстата.

Як показали дослідження (див. п. 2.4), температура МОР на виході із зони різання може досягати 200...225°C. Попадання розігрітої МОР та розжарених відходів шліфування на елементи технологічної системи, які визначають положення заготовки відносно різального інструменту, приводить до їх

нагрівання, температурних деформацій, і, як наслідок, зниження точності обробки. З цієї причини ведуться дослідження і конструктивні розробки, спрямовані на захист вказаних елементів від попадання на них розігрітої МОР.

Одним з основних і перспективних методів підвищення продуктивності і якості обробки при шліфуванні є застосування удосконаленої техніки подачі МОР. Для практичного здійснення зазначених методів на виробництві розробляють і впроваджують різні пристрої подачі МОР в зону різання. У деяких пристроях для забезпечення відсутності контакту МОР з відходами шліфування створюють повітряну завісу, в результаті чого виникає комплексна теплова взаємодія струменів МОР і повітря. Збільшення швидкості шліфувального круга та подачі викликає різку інтенсифікацію теплового режиму обробки і пов'язаного з цим нагрівання МОР. Контакт нагрітої МОР з деталями та вузлами верстата є однією з причин їх температурних деформацій, які негативно впливають на параметри точності обробленої деталі. Зменшення теплового впливу на елементи верстата вимагає створення відповідної техніки подачі МОР в зону різання.

За даними дослідників [145, 146], на теперішній час відомо більше 200 способів подачі МОР, особливості використання яких залежить від конструкції інструмента, режимів та способів обробки [129]. Удосконалення техніки застосування МОР вважається одним з найбільш перспективних напрямків підвищення продуктивності та якості процесу шліфування, який сприяє розширенню його технологічних можливостей [11, 147]. Тому, розробка і дослідження параметрів пристроїв для подачі МОР, що забезпечують підвищення точності шліфованих деталей, зменшення температурних деформацій деталей верстата, збереження властивостей МОР та збільшення терміну її використання є актуальною науково-практичною задачею.

З цією метою авторами було розроблено пристрій [95], принцип роботи якого полягає в тому, що потік МОР попадає в сопло, далі, омиваючи

заготовку, рухається до патрубку відведення МОР і виводиться в підсистему подачі та очищення МОР. Разом з тим, через канал подається стиснуте повітря, яке утворює розділювальний екран між відходами шліфування та МОР. Крім того, повітряний екран запобігає витіканню та розприскування МОР по торцям з сопла та приймача.

В роботі була поставлена мета – підвищення точності шліфуваних деталей, зменшення температурних деформацій деталей верстата, збереження властивостей МОР та збільшення терміну її використання при круглому шліфуванні [178]. Задача вирішувалася тим, що при подачі МОР у зону різання відсутній її контакт з відходами шліфування, які сприяють її нагріву. Видалення відходів обробки виконують безпосередньо після зони шліфування до контакту їх з МОР. Шліфування здійснюють у середовищі МОР, яка сформована за рахунок наявності елементів, що охоплюють заготовку зверху (рухома частина) та знизу (нерухома частина).

Для досягнення вказаної мети запропоновано пристрій (рис. 5.1, а-г), який являє собою сопло 2 та приймач 5, які охоплюють заготовку 11 по зовнішнім циліндричним поверхням та які містять патрубок для відходів обробки 9, патрубок відведення МОР 8, патрубки підведення повітря 4 та 6, що поєднані з каналами 16 та 21, з повітряними соплами 17 у бічних стінках 12 та 13, що запобігають витоку в зазорах 15 між циліндричною поверхнею заготовки та охоплювальними поверхнями 3 та 20 приймача 5. Патрубок для відходів обробки забезпечений щільним соплом 18, поєднаним через канали 19 з патрубками подачі повітря 4.

Радіальні повітряні сопла 17 виконані з різними діаметрами. Вісь сопла 22 з максимальним діаметром співпадає з напрямом дії сили різання.

Пристрій працює наступним чином. Потік МОР попадає в сопло 2, далі, омиваючи заготовку 11, рухається до патрубку відведення МОР 8 і потім виводиться в підсистему подачі та очищення МОР.

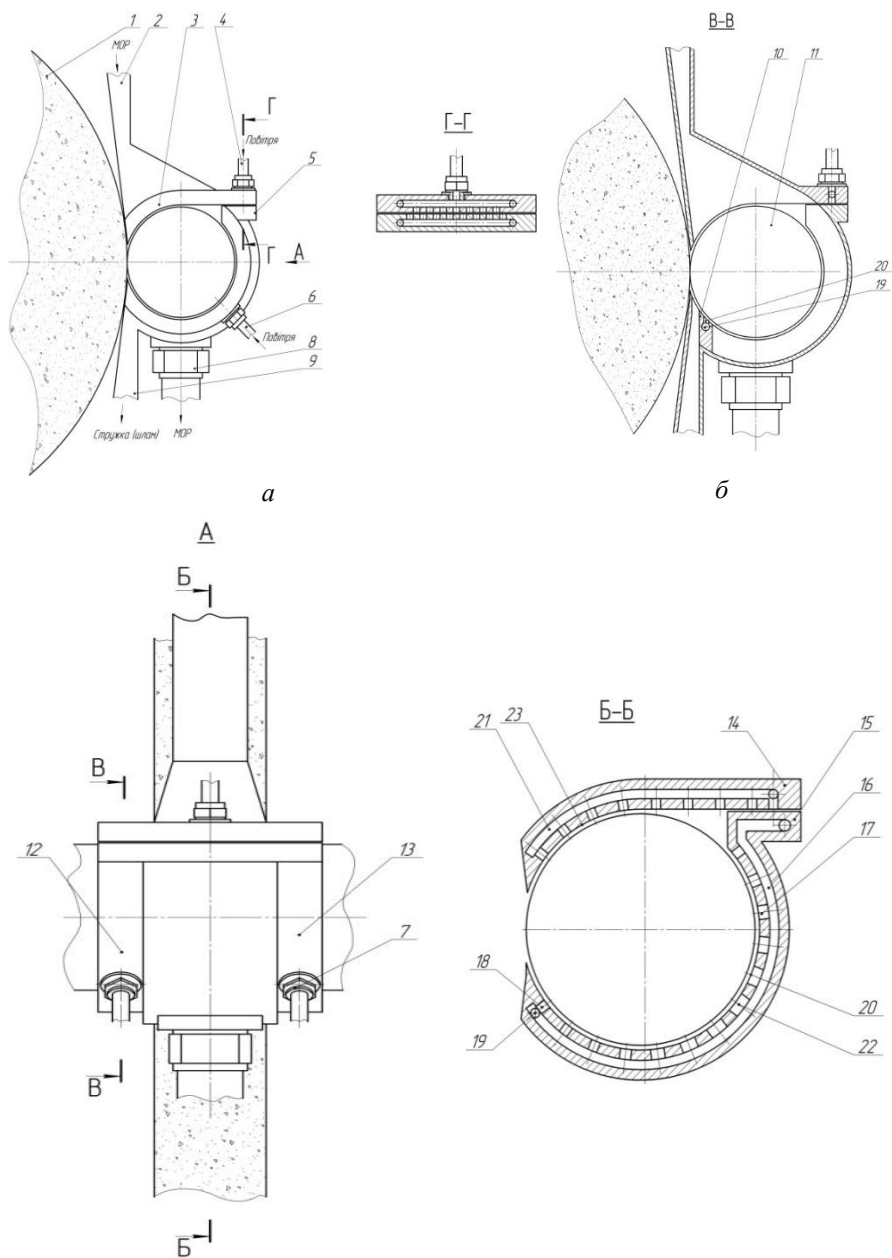


Рисунок 5.1 – Конструкція пристрою для подачі мастильно-охолоджувальної рідини

Одним із найважливіших завдань, що вирішуються розробленим пристроєм, є зменшення пружної деформації заготовки за рахунок утворення сили, створюваної повітрям, в напрямку, протилежному напрямку сили різання.

5.2 Підвищення точності шліфованих деталей за рахунок зменшення пружних деформацій технологічної системи під дією силового фактору

Вдосконалення техніки подачі охолоджуючої рідини в зону різання є одним із перспективних напрямків для підвищення ефективності обробки. Вище був (див. п. 5.1) описаний спосіб подачі охолоджуючої рідини, суть якого полягає в тому, що для збільшення точності обробки деталей шліфування здійснюється без контакту нагрітої МОР з поверхнями шліфувальної бабки, станини та столу верстата, а також з відходами шліфування. Для практичної реалізації цього методу було розроблено пристрій для подачі МОР під час механічної обробки зовнішнім круглим шліфуванням.

Відомо, що точність обробки деталей на металорізальних верстатах залежить від багатьох різних факторів. Існують різні геометричні помилки елементів технологічної системи які залежать від зносу, температурних деформацій, важливою є також технологічна спадковість тощо. У цьому зв'язку дослідники вивчають можливість контролю та зменшення впливу цих факторів на точність обробленої деталі. Отже, у роботі наведено дослідження можливостей спрямованого формування показників якості шляхом вибору технологічних операцій та призначення відповідних режимів обробки [118]. Зазначається, що структура та точність розмірів використовуваного технологічно-технічного обладнання відіграє важливу роль у забезпеченні точності обробки [119-120].

Процес обробки супроводжується перетворенням енергії механічного

різання на тепло, де джерелами тепла є, перш за все, пластичні деформації, що виникають у процесі утворення стружки, а також тертя [121].

Мастильно-охолоджуючі рідини використовуються для покращення мащення, змивання стружки, зменшення термічних пошкоджень заготовки та покращення оздоблення поверхні. З іншого боку, є деякі негативні аспекти застосування МОР через речовини, які входять в їх склад і є небезпечними для навколишнього середовища та механізмів [121]. В результаті зменшення використання робочої рідини досягається за допомогою методів мінімізації кількості застосованої МОР [82, 122,123].

Більш того, як відомо, розпилення рідини має негативний вплив, оскільки контакт нагрітої МОР з елементами верстата викликає додатковий нагрів, а отже, і їх деформацію, що значно впливає на точність шліфування заготовок. З іншого боку, під час шліфування (особливо нежорстких деталей) під дією сили різання виникають пружні деформації, що також погіршує параметри точності обробки. Тому значна увага приділяється розробці різних методів і пристроїв для подачі рідини в зону різання.

Метою дослідження є підвищення точності деталей, які шліфуються, шляхом зниження температури та пружних деформацій за допомогою повітряних струменів для усунення контакту МОР з елементами шліфувального верстату та підвищення його жорсткості.

Специфіка використання МОР під час обробки пов'язана зі створенням умов для поліпшення змащувальних, дисперсійних, охолоджувальних та інших дій. Більшість зусиль спрямовані на створення техніки подачі МОР в зону обробки. Удосконалення техніки подачі МОР до зони різання є одним із перспективних напрямків для підвищення ефективності шліфування.

Раніше була розроблена класифікація методів подачі МОР в зону обробки [124, 125]. Згодом систематизація методів подачі МОР була проведена з урахуванням останніх даних [93]. Відповідно до нової класифікації кількість методів було розширено до 29.

В роботі [126] проаналізовано методи подачі МОР для плоского шліфування шліфувальним кругом, включаючи розробку комбінованих методів подачі МОР. Крім того, представлено метод та теоретичне обґрунтування формування ванни теплоносія в робочій зоні плоскошліфувальної машини.

Автори [127] зазначили, що шліфувальний круг, що обертається з високою окружною швидкістю, викликає потік повітря в прикордонному шарі, який, можливо, може утримувати МОР від занурення в зону шліфування, щоб запобігти термічним пошкодженням. Вони досліджували взаємодію МОР з шліфувальним кругом під впливом повітряного потоку з різними типами і параметрами форсунок рідини.

Крім того, відома велика робота присвячена визначенню параметрів форсунок [128].

Автори статті [129] розробили метод подачі МОР, який полягає у створенні суцільної завіси навколо робочої зони. На думку авторів, за такої схеми подачі МОР розбризкування рідини відсутнє або мінімізоване.

Як уже сказано вище, у даному дослідженні запропоновано пристрій подачі МОР (див. п. 5.1 і рис. 5.1).

Застосування радіальних насадок з різним діаметром сприяє формуванню аеродинамічних сил повітряного підйому, результат яких направлений у напрямку, протилежному напрямкам сили різання, що виникає під час шліфування. Це зменшує пружну деформацію деталей шліфувального верстату.

Для дослідження ступені впливу застосування пристрою подачі МОР на теплові процеси в зоні різання визначались його раціональні параметри.

Завдання створення повітряної завіси в зазорі між заготовкою і елементами насадки досить складне. Як правило, визначення шляху струменя та основних параметрів завіси ґрунтується на вирішенні диференціальних рівнянь збереження енергії та імпульсу.

Але, враховуючи невеликий зазор між заготовкою та елементами пристрою, незначну відстань між осями отворів пристрою, а також різницю між тиском МОР поблизу зони контакту та тиском повітря, що подається, завдання може бути декілька спрощено.

Для визначення раціональних параметрів пристрою подачі мастильно-охолоджуючої рідини було розроблено розрахункову схему сил [179], що діють на заготовку під час шліфування із застосуванням охолоджуючої рідини та повітряних струменів (рис. 5.3, 5.4).

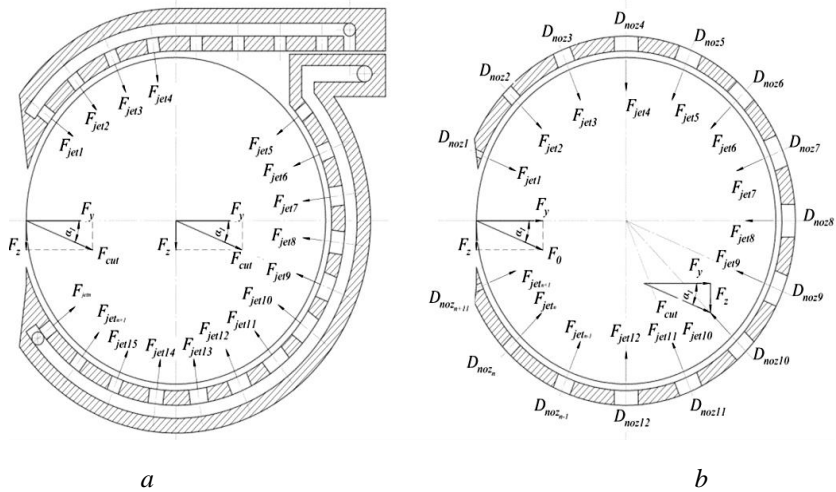


Рисунок 5.3 – Схема розрахунку сил, що діють на заготовку під час шліфування із застосуванням МОР та повітря:

а – початкова; б – конвертована

Щоб запобігти переміщенню заготовки, необхідно виконати наступну умову

$$F_{rez} = F_{\Sigma} \quad (5.1)$$

де F_{rez} – сила різання, Н;

F_{Σ} – загальна сила, що виникає внаслідок витoku струменів з радіальних форсунок, Н.

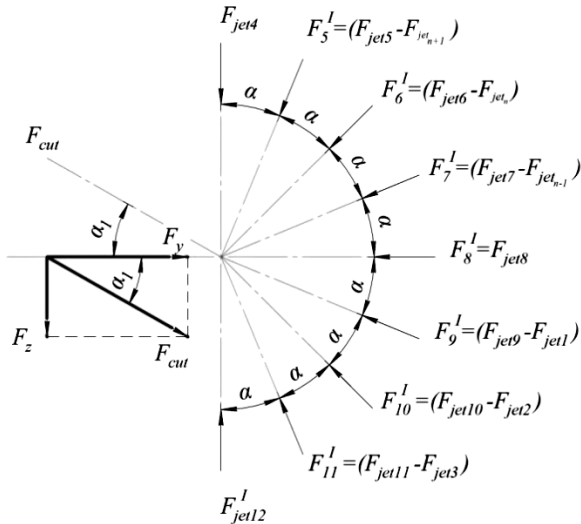


Рисунок 5.4 – Перетворена розрахункова схема балансу сил, що діють на заготовку під час шліфування із застосуванням МОР та повітря

Сила різання визначається як

$$F_{rez} = \sqrt{F_y^2 + F_z^2} \quad (5.2)$$

де F_y, F_z – радіальна та дотична складові сили різання, Н.

Загальна сила визначається як

$$F_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n \vec{F}_i = \vec{F}_1 + \vec{F}_2 + \vec{F}_3 + \dots + \vec{F}_n, \quad (5.3)$$

де F_i – вектор сили, що виникає від потоку повітряного струменя відповідної форсунки, Н.

Аеродинамічну силу для зануреного струменя, що діє на поверхню заготовки з зазором $h < D_{нас}/4$, з урахуванням газодинамічної сили, можна визначити за формулою

$$F_{jet} = \frac{\pi D_{нас}^2}{4} \rho_1 + k_c \cdot \mu \cdot A_n \cdot (p_1 - p_2), \quad (5.4)$$

де $D_{нас}$ – діаметр насадки, мм;

A_n – мінімальна площа поперечного перерізу, мм²;

p_1, p_2 – тиск до і після форсунки, Па;

μ – коефіцієнт витрати, $\mu \approx 0,61 \dots 0,7$; $k_c = 0,5 \dots 0,6$.

Мінімальна площа поперечного перерізу визначається за формулою

$$A_n = \pi \cdot D_{\text{нас}} \cdot h, \quad (5.5)$$

де h – зазор між поверхнею заготовки і торцем насадки, мм.

З урахуванням формули (5.4) можна встановити аеродинамічну силу струменя, що діє, для кожної форсунки:

– для першої форсунки

$$F_{\text{jet1}} = \frac{\pi D_{\text{нас1}}^2}{4} \rho_1 + k_c \cdot \mu \cdot A_n \cdot (p_1 - p_2) \quad (5.6)$$

– для другої форсунки

$$F_{\text{jet2}} = \frac{\pi D_{\text{нас2}}^2}{4} \rho_1 + k_c \cdot \mu \cdot A_n \cdot (p_1 - p_2) \quad (5.7)$$

– для n -ї форсунки

$$F_{\text{jetn}} = \frac{\pi D_{\text{насn}}^2}{4} \rho_1 + k_c \cdot \mu \cdot A_n \cdot (p_1 - p_2) \quad (5.8)$$

Рівняння балансу (5.1) справедливі для одностороннього повітряного бар'єру (завіси). Оскільки повітряний бар'єр (завіса) у розробленому пристрої організований з двох сторін, це рівняння матиме вигляд

$$F_{\text{rez}} = 2 F_{\Sigma}. \quad (5.9)$$

Рівняння балансу сил, що діють на заготовку, враховуючи складові сил різання (див. рис. 5.6):

– для радіальної складової

$$F_y = F_8' + F_7' \cos \alpha + F_6' \cos 2\alpha + F_5' \cos 3\alpha + \dots + F_k' \cos n\alpha + \\ + F_9' \cos \alpha + F_{10}' \cos 2\alpha + F_{11}' \cos 3\alpha + \dots + F_j' \cos n\alpha \quad (5.10)$$

– для тангенціальної складової

$$F_z = -F_7' \sin \alpha - F_6' \sin 2\alpha - F_5' \sin 3\alpha + \dots + F_k' \sin n\alpha + \\ + F_9' \sin \alpha + F_{10}' \sin 2\alpha + F_{11}' \sin 3\alpha + \dots + F_j' \sin n\alpha \quad (5.11)$$

Значення зазору між поверхнею заготовки та вихідним перерізом сопла можна прийняти залежно від стану

$$h < D_{can} / 4 \quad (5.12)$$

Визначаючи відстань між осями отворів (а отже, і кількість отворів), слід враховувати ряд факторів, серед яких кут розширення струменя є найважливішим. Відповідно до керівництва ASHRAE 1996, повітряний струмінь має постійний кут 20-24 ° (в середньому 22 °), хоча деякі елементи можуть давати більший кут розширення струменя.

Ефективність пристрою оцінювали за величиною деформації з'єднання «заготовка-круг» ΔF_y . Експериментальна залежність, яка отримана в Експериментальному конструкторському бюро шліфувальних верстатів (ДКБШВ), має вигляд

$$\Delta F_y = k_0 + k_1 F_y = 1,4 + 0,1 \cdot F_y, \quad (5.13)$$

де F_y – радіальна складова сили різання, Н;

$$F_y = 50 \dots 500 \text{ Н.}$$

У нашому випадку формула (5.13) має вигляд

$$\Delta F_y = k_0 + k_1 \cdot (F_y - F_{jet}), \quad (5.14)$$

За отриманими залежностями виконані розрахунково-аналітичні дослідження в результаті яких побудовані діаграми дії сил повітряного струменя на заготовку, які показують, що всі сопла (отвори) можна розділити на дві категорії: з їх негативними або позитивними ефектами від їх дії (рис. 5.5).

Під час експерименту варіювалися наступні параметри:

– діаметр повітряних форсунок 0,1...0,8 мм (в залежності від кутового положення форсунки);

– тиск подачі повітря 0.098...0.588 МПа;

– радіальний зазор між торцем насадки і поверхню заготовки 0.5...0.8 мм.

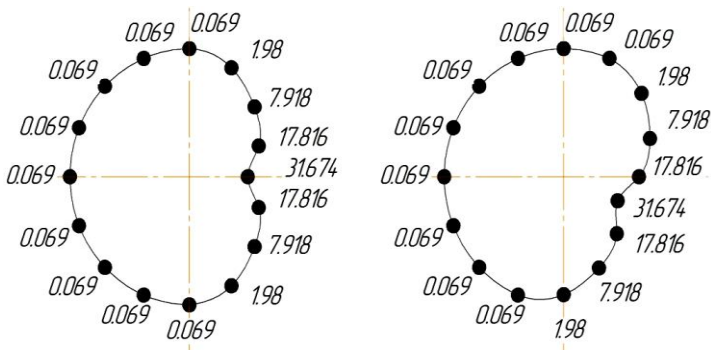


Рисунок 5.5 – Варіанти діаграми сил дії струменя повітря на заготовку:
 тиск подачі повітря $P = 0,588$ МПа; зазор між соплами і поверхнею заготовки
 $h = 0,5$ мм; подача $v = 1,4$ мм/хв.

На рис. 5.6 приведені графіки, які показують, що в межах досліджуваних тисків сумарна сила дії повітряних струменів на поверхню заготовки може значно змінюватися (майже у 6 разів). При цьому зрозуміло, що зміни радіального зазору, пов'язані з видаленням припуску під час остаточного шліфування, навряд чи впливають на величину загальної сили дії повітряних струменів.

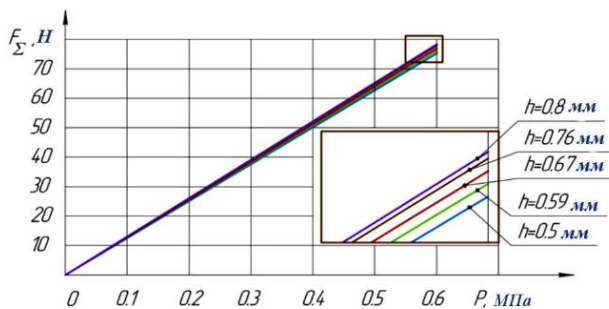


Рисунок 5.6 – Вплив тиску повітря та зазору між форсунками та поверхнею заготовки на загальну силу повітряних струменів

Графік на рис. 5.7 показує, що для режиму попереднього шліфування вплив струменів повітря на заготовку стає меншим. Це пояснюється тим, що

сила струменя, утворена тиском до 0,588 МПа, недостатньо велика, щоб протидіяти силі різання.

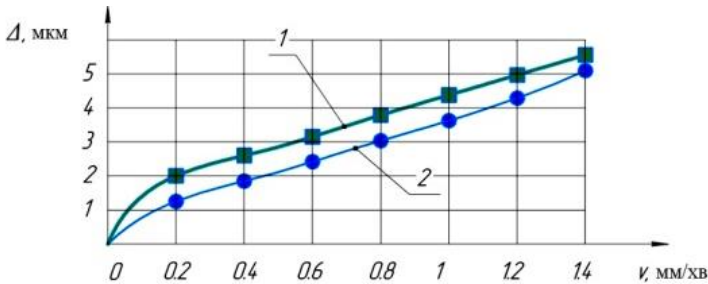


Рисунок – 5.7 – Вплив повітряних струменів, що діють на заготовку на величину деформації стику: 1 – без використання повітряних струменів; 2 – за допомогою повітряних струменів (тиск подачі повітря $P = 0,588$ МПа; зазор між соплами та поверхнею заготовки $h = 0,5$ мм).

Щоб вирішити цю проблему, необхідно збільшити тиск подачі форсунки. Це вимагає оснащення шліфувальних верстатів компресорами та іншим обладнанням. Крім того, це може призвести до значних витрат на повітря, зниження ефективності та збільшення економічних витрат. Тому, якщо це можливо, діаметри сопел з протилежними напрямками дії сили струменя повітря до напрямку дії сили різання слід збільшити, а діаметри сопел з відповідними напрямками дії сили струменя повітря – зменшити.

Однак слід пам'ятати, що ці сопла також повинні забезпечувати повітряний замок (завісу). Він позитивно впливає на деформацію стику і зменшує його з 5,6 мкм до 5,4 мкм для попередньої обробки та з 2 мкм до 1,2 мкм для остаточної обробки навіть при тиску у повітряних струменях 0,588 МПа.

5.3 Специфіка взаємодії потоків МОР і повітря у пристрої

Сила різання і потужність при шліфуванні відіграють важливу роль в процесі шліфування, так як вони безпосередньо впливають на знос круга,

точність шліфування, температуру шліфування та точність обробленої поверхні [130]. Крім того, підвищення сили різання може викликати припали поверхні, що є однією з найбільш серйозних проблем при шліфуванні.

Вплив потоків МОР і повітряних струменів викликає зміну процесів теплопередачі, що відбуваються в зоні різання. Зважаючи на це, доцільно проаналізувати зміну коефіцієнта тепловіддачі по лінії контакту шліфувального круга і заготовки.

У запропонованому пристрої подачі МОР (див. п.п. 51, 5.2) при контакті МОР з повітрям його бульбашки можуть розчинятися в рідині. У цей час вони є турбулізуючими і перемішують рідину, посилюючи тепловіддачу від шліфованої заготовки.

Дослідження [134] підтвердили гіпотезу про зниження температури в зоні контакту в разі використання газонасичених рідин. Крім того, використання газонасичених охолоджуючих рідин в порівнянні зі звичайними рідинами дозволяє знизити температуру на контактній поверхні на 10...50%, а сили різання – на 10...40%. Причиною цього може бути закипання бульбашок з МОР, яке змінює режим теплообміну з конвективного на режим бульбашкового кипіння, що визначається різким збільшенням коефіцієнта тепловіддачі.

Механічний вплив повітряного струменя (повітряної перепони) на потік МОР в каналі пристрою призводить до зменшення розмірів (ширини) контакту МОР з шліфувальним кругом і заготовкою. В результаті змінюються умови теплообміну, так як формуються ще дві зони: зона теплообміну між МОР і поверхнею заготовки (круга); зона теплообміну між поверхнею заготовки (круга) і повітрям. Сказане можна представити у вигляді умовної схеми взаємодії турбулентного повітряного струменя з поверхнею МОР в каналі (рис. 5.8).

Зазор між заготовкою та елементом пристрою подачі охолоджуючої рідини можна розглядати як сопло, утворене зазначеними вище елементами.

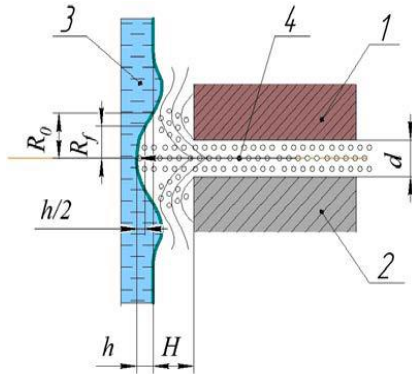


Рисунок 5.8 – Схема взаємодії турбулентного повітряного струменя з поверхню рідинного охолодження: 1 – елемент пристрою; 2 – заготовка; 3 – МОР; 4 – повітряний жиклер; d – ширина каналу, утвореного поверхнею елемента пристрою і оброблюваної деталі; H – відстань від поверхні торцевого елемента пристрою до потоку МОР; h – глибина порожнини, що утворилася в потоці МОР під дією повітряного струменя; $2R_0$ – ширина порожнини, що утворюється в потоці МОР під дією повітряного струменя

Коефіцієнт тепловіддачі різний для зон контакту, що омиваються потоком МОР і обдуваються повітряними струменями (рис. 5.9). Коли контактна лінія заблокована повітрям, коефіцієнт тепловіддачі α по всій контактній лінії однаковий.

Під час продування повітрям на ділянках I і V коефіцієнт тепловіддачі залежить від витрати повітря і знаходиться в діапазоні від 10 до 100 Вт/(м²·°К). На ділянках II, IV теплообмін характеризується бульбашковим кипінням з коефіцієнтом тепловіддачі $\alpha = 18 \cdot 10^4$ Вт/(м²·°С). У перетині III, для якого характерний конвективний режим теплообміну, α становить від $3,1 \cdot 10^4$ до $5 \cdot 10^4$ Вт/(м²·°С).

Якщо не забезпечені раціональні параметри струменя МОР, що подається в зону різання, і повітряних струменів, вилітаючих з сопел пристрою подачі МОР, можуть бути створені такі умови:

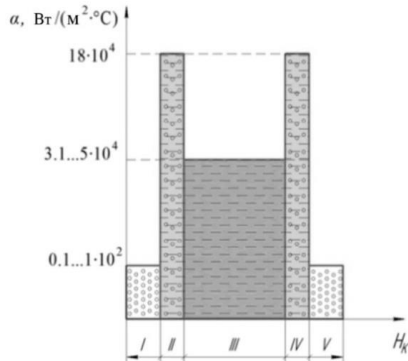


Рисунок 5.9 – Якісна гіпотетична ілюстрація зміни коефіцієнта тепловіддачі по лінії контакту шліфувального круга і заготовки: I, V – ділянки продувки повітрям; II, IV – ділянки, які омиваються газонасиченою МОР; III – ділянка, що омивається МОР

- повітряні потоки будуть охолоджувати потік МОР з двох сторін;
- повітряні потоки будуть перешкоджати попаданню охолоджуючої рідини в зону контакту круга і заготовки (рис. 5.10).

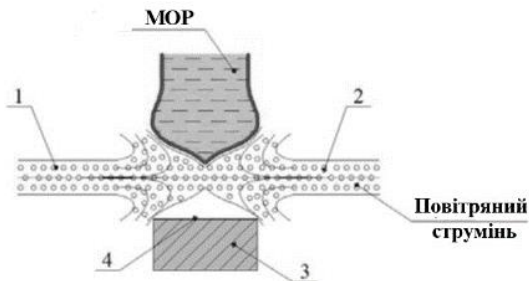


Рисунок 5.10 – Схема перекриття потоку МОР з повітряними струменями в зоні контакту круга і заготовки: 1, 2 – канали подачі повітря; 3 – заготовка; 4 – лінія контакту круга з заготовкою

При вирішенні задачі про взаємодію повітряного струменя з потоком рідини необхідно визначити залежність розміру порожнини, що утворюється, від інтенсивності струменя і відстані між джерелом струменя і рідиною.

У багатьох випадках для визначення розміру зони впливу повітряного струменя і математичного опису зв'язку параметрів використовується рівняння балансу сил на границі розділу двох фаз, яке засноване на законі збереження імпульсу.

Більш того, оскільки поверхневий натяг має суттєвий вплив на форму виїмки тільки при малих розмірах виїмки, їм можна знехтувати.

Для визначення розмірів виїмки в МОР під дією повітряного струменя можна використовувати рівняння [135].

$$\frac{F_j}{\rho q h d^2} = \frac{\pi}{2K^2} \quad (5.15)$$

де F_j – сила тиску повітряного струменя на поверхню МОР;

ρ – густина МОР;

g – прискорення вільного падіння;

K – безрозмірний коефіцієнт, що характеризує швидкість зменшення осрової швидкості повітря в потоці в міру віддалення від випускного отвору $K=6,4$ [135].

Сила тиску повітряного струменя на поверхню МОР визначається виходячи з припущення, що вся кінетична енергія центральної частини струменя перетворюється в потенційну. Величина F_j може бути визначена з достатнім ступенем точності, виходячи з того, що вона приблизно дорівнює силі, що діє з боку струменя на площину, перпендикулярну напрямку повітряного потоку [136].

$$F_j = \rho_a \cdot f_a \cdot v_a^2, \quad (5.16)$$

де ρ_a – густина повітря;

f_a – площа поперечного перерізу струменя повітря;

v_a – середня витрата повітря.

При визначенні площі поперечного перерізу повітряного струменя необхідно враховувати той факт, що на виході його з отвору діаметр буде зменшується. Це відбувається через стиснення струменя, в результаті чого

діаметр струменя стає менше діаметра отвору. Діаметр стиснення струменя можна визначити за формулою [137]

$$d_c = \sqrt{\frac{\mu}{\varphi} d} \quad (5.17)$$

де μ – коефіцієнт витрати, $\mu = 0,67$;
 φ – коефіцієнт поля швидкості, $\varphi \approx 0,97$.

На практиці для розрахунку сили F_j зручніше використовувати формулу, що враховує тиск перед зливним отвором

$$F_j = k_0 \frac{\pi d^2 \mu}{2} p, \quad (5.18)$$

де p – надлишковий тиск перед зливним отвором;

k_0 – коефіцієнт форми, значення якого залежить від зміни напрямку і модуля вектору кількості руху повітря в струмені при взаємодії з поверхнею рідини, $k_0 = 1,06 \dots 1,47$.

Витрату повітря на виході можна визначити за відомою формулою [138].

$$Q_a = \sqrt{\frac{2k}{k-1} \frac{p_1}{p_a} \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]} \quad (5.19)$$

де k – показник адіабати повітря, $k = 1,4$;

p_1, p_2 – тиск перед соплом і за ним, відповідно.

З урахуванням вказаного, умова, що визначає, при якому випадку доступ МОР до контактної лінії буде перекриватися повітрям, виглядає таким чином

$$H_k = 2h \quad (5.20)$$

Причиною виникнення ділянок I і V (див. рис. 5.8), де здійснюється обдув повітрям, є високий рівень швидкостей повітряного потоку, що виходить з зазору між заготовкою і внутрішньою поверхнею торцевих елементів досліджуваного пристрою для подачі МОР. Необхідно сказати про технічні протиріччя, що виникають в процесі роботи. З одного боку, для збереження несучої здатності пристрою за рахунок зменшення пружних деформацій деталі

повинен бути забезпечений високий рівень тиску на вході p_1 . З іншого боку, високий рівень тиску p_1 призводить до збільшення швидкості повітря, що залишає зазор, і визначає протяжність утворюваних вищезазначених ділянок I і V.

Швидкість на виході із зазору можна знизити за рахунок збільшення площі виходу повітря з зазору (в разі збереження зазору на ширині основної частини внутрішнього отвору кінцевого елемента пристрою). Конструктивно це можна зробити, виконавши на виході із зазору паз 4 (рис. 5.11).

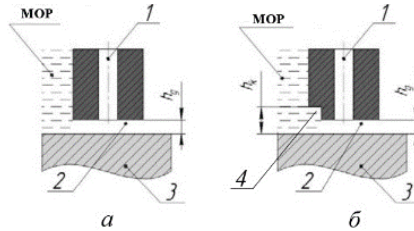


Рисунок 5.11 – Схематичне зображення зазору:

a – без паза, *б* – з пазом; 1 – сопло для подачі повітря; 2 – кільцевий зазор;
3 – заготовка; 4 – кільцева канавка

Величину зменшення швидкості в залежності від тиску повітря на вході і розміру кільцевої канавки можна оцінити, проаналізувавши рис. 5.12.

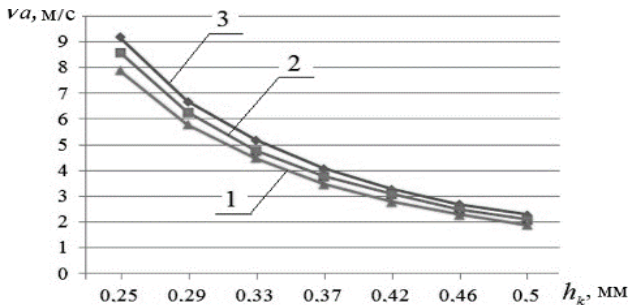


Рисунок 5.12 – Вплив параметра кільцевої проточки і тиску повітря, що подається, на його швидкість на виході з кільцевого зазору: $h_g = 0,17$ мм, 1, 2, 3 – тиск повітря на вході $p_1 = 0,5; 0,6$ або $0,7$ МПа, відповідно.

Змінюючи параметр h_k , можна зменшити швидкість повітря на виході із зазору більше ніж в 4 рази. Як видно з графіка (рис. 5.13), можна практично повністю мінімізувати розмір ділянок перекриття, що впливають на формування термічної картини в зоні шліфування, варіюючи параметр h_k .

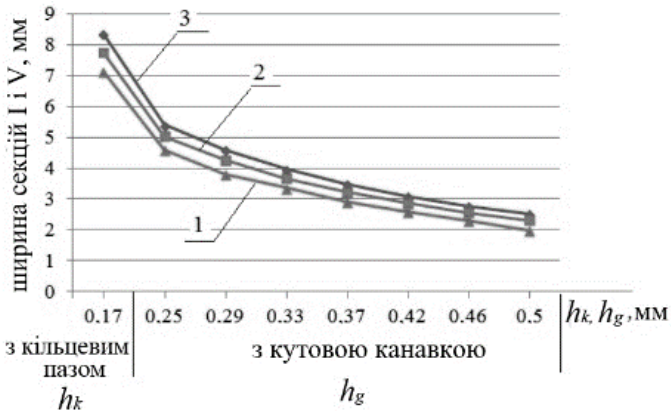


Рисунок 5.13 – Вплив параметрів h_k і h_g на ширину перекриття зони контакту (ділянки I і V) струменями повітря, що стікають з зазору: 1, 2, 3 – тиск повітря на вході $P_1 = 0,5; 0,6$ або $0,7$ МПа, відповідно.

5.4 Оцінка теплообміну при спільній дії струменів повітря і потоку МОР при шліфуванні

Для розробленого пристрою [95] характерною є наявність ефектів, які забезпечують різні дії, серед яких можна виділити наступні:

- ізолюючий ефект, який дає можливість мінімізувати контакт нагрітої МОР з елементами верстата, зокрема зі шліфувальною бабкою;
- підтримуючий ефект, який сприяє зниженню пружних відтискань заготовки, що сприятливо позначається на параметрах точності шліфованих деталей.

Крім того, в пристрої можуть проявлятися ряд дій, ефективність яких слід

оцінити. Наприклад, наскільки зменшиться температура повітря, яке створює ізолюючий екран на виході з сопел.

Визначення параметрів процесу теплообміну при шліфуванні деталей з використанням пристроїв подачі МОР, принцип дії яких полягає у створенні захисного повітряного екрану, що спричиняє виникнення теплових потоків від одночасної дії повітряних струменів та МОР.

Зміни температури повітря на вході в пристрій і на виході з зазору можна визначити скориставшись формулою

$$n = \left(1 - \frac{\lg T_{\text{вих}} - \lg T_{\text{вх}}}{\lg \frac{p_{\text{вих}}}{p_{\text{вх}}}} \right)^{-1}, \quad (5.21)$$

де $T_{\text{вих}}, T_{\text{вх}}, p_{\text{вих}}, p_{\text{вх}}$ – температура і тиск на виході з пристрою і на його вході;

n – показник політропи.

Якщо наповнення (спорожнення) газової ємності відбувається через канал або отвір, в якому відсутній помітний теплообмін з зовнішнім середовищем, то показник політропи приймають $n = 1,4$.

Приблизні розрахунки показують, що зниження температури повітря на виході із сопла в розробленому пристрої знаходяться в межах $0,5 \dots 1,5$ °C, що відповідає результатам ефекту Джоуля-Томсона для повітря

$$\alpha_{if} = \left(\frac{\partial T}{\partial p} \right)_i = \frac{1}{4} \text{ °C}/(\text{кг} \cdot \text{см}^2).$$

Параметр α_{if} характеризує швидкість зміни температури у рівнянні

$$T_{\text{вих}} - T_{\text{вх}} = \int_{p_{\text{вх}}}^{p_{\text{вих}}} \alpha_{if} dp_i. \quad (5.22)$$

Очевидно, що теплообмін від різних ділянок поверхні заготовки різних і слід враховувати характер розподілу коефіцієнта тепловіддачі в площині, перпендикулярній лінії контакту, що раніше було зроблено [139-141].

Крім того, характер теплообміну може змінюватися і вздовж лінії контакту [142]. Це пояснюється наявністю ділянок, на яких охолодження зони різання здійснюється повітряним, повітряно-рідинним або рідинним

струменями. Для точного визначення тепла, що передається із зону різання у МОР слід проаналізувати картину теплообміну в пристрої більш детально. Для цього розроблено схему передачі тепла на ділянках, розташованих в пристрої (рис. 5.14).

На схемі передачі тепла на ділянках потоків МОР і повітря в пристрої подачі МОР введено такі позначення:

$Q_{tMOP_1}^{3P}, Q_{tП_1}^{3P}$ – теплові потоки, що передаються із зони різання відповідно у МОР та у потік повітря (ділянка 1);

$Q_{tMOP_2}^{MOP_1}, \dots, Q_{tMOP_n}^{MOP_{n-1}}$ – теплові потоки, що передаються в потік МОР від 1-ої, ..., n -ої ділянки;

$Q_{tП_1}^{MOP_1}, \dots, Q_{tП_n}^{MOP_n}$ – теплові потоки, що передаються від МОР у потік повітря на від 1-ї, ..., n -ї ділянок, відповідно;

$Q_{tП_2}^{П_1}, \dots, Q_{tП_n}^{П_{n-1}}$ – теплові потоки, що утворюють загальний потік повітря на 1-ї, ..., n -ї ділянках.

Кількість ділянок відповідає числу повітряних сопел, а довжина ділянок дорівнює відстані між осями сопел.

Для ділянки 1 тепловий баланс має вигляд

$$Q_{tMOP_1}^{3P} = Q_{tMOP_2}^{MOP_1} + Q_{tП_1}^{3P}. \quad (5.23)$$

Звідки, тепло, яке передається від 1-ої ділянки потоку до 2-ої

$$Q_{tMOP_2}^{MOP_1} = Q_{tMOP_1}^{3P} - Q_{tП_1}^{3P}. \quad (5.24)$$

Для ділянки 1 повітряного потоку тепловий баланс має вигляд

$$Q_{tП_1}^{3P} = Q_{tП_2}^{П_1} - Q_{tП_1}^{MOP_1}. \quad (5.25)$$

Звідки, тепло, яке передається від 1-ої ділянки потоку повітря до 2-ої

$$Q_{tП_2}^{П_1} = Q_{tП_1}^{3P} - Q_{tП_1}^{MOP_1}. \quad (5.26)$$

Тепло, що передається від МОР до повітря 1-ї ділянки

$$Q_{tП_1}^{MOP_1} = Q_{tП_2}^{П_1} - Q_{tП_1}^{3P}. \quad (5.27)$$

З іншого боку, тепло, що передається на цій же ділянці

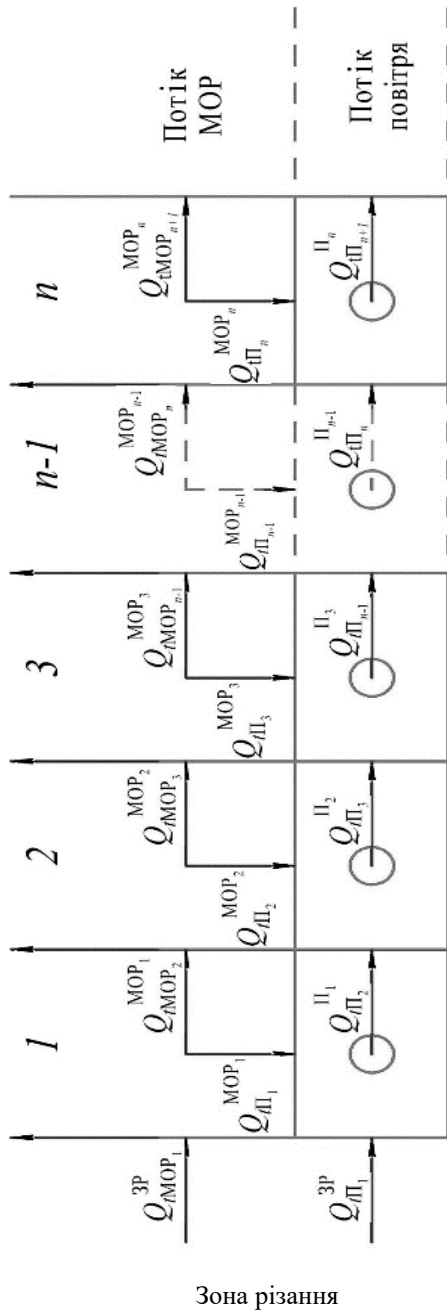


Рисунок 5.14 – Схема передачі тепла на різних ділянках потоків MOR та повітря в пристрої подачі MOR

$$Q_{t\Pi_1}^{\text{MOP}_1} = Q_{t\text{MOP}_1}^{\text{ЗР}_1} - Q_{t\text{MOP}_2}^{\text{MOP}_1}. \quad (5.28)$$

Після перетворення можна отримати тепло, що передається в МОР від зони різання до n -ої ділянки потоку

$$Q_{t\text{ЗОР}_{n+1}}^{\text{MOP}_n} = Q_{t\text{ЗОР}_1}^{\text{ЗР}} - Q_{t\Pi_1}^{\text{MOP}_1} - Q_{t\Pi_2}^{\text{MOP}_2} - Q_{t\Pi_3}^{\text{MOP}_3} - Q_{t\Pi_{n-1}}^{\text{MOP}_{n-1}} - Q_{t\Pi_n}^{\text{MOP}_n} \quad (5.29)$$

або

$$Q_{t\text{MOP}_{n+1}}^{\text{MOP}_n} = Q_{t\text{ЗОР}_1}^{\text{ЗР}} + Q_{t\Pi_1}^{\text{ЗР}} - Q_{t\Pi_{n+1}}^{\text{П}_n}. \quad (5.30)$$

Обдув зони різання потоком повітря недостатньо ефективний, а потужність теплового джерела може знизитися на 2...3% [143]. Це показала оцінка охолодження поверхні, що шліфується, потоками повітря, які циркулюють навколо круга. Це пов'язано з невисокою теплопровідністю повітря і малим температурним напором.

У запропонованому пристрої потоки повітря, що генеруються кругом у зону контакту, практично не проникають. У цю зону може потрапляти повітря, яке виривається з сопел, що створюють повітряний екран на торцях.

Для кожної ділянки внутрішньої поверхні пристрою слід визначити параметри теплообміну. Для потоку повітря наведемо наступні.

Як відомо, процеси конвективного теплообміну досліджують, головним чином, експериментально, а коефіцієнт тепловіддачі визначають за допомогою критерію подібності за формулою

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{l_d}, \quad (5.31)$$

де Nu – критерій Нуссельта;

λ – коефіцієнт теплопровідності повітря, Вт/(м·К);

l_d – визначальний розмір, м.

Для визначення Nu можна скористатися формулою, отриманою при обтіканні циліндра поперечним потоком повітря

$$Nu = c \cdot Re \cdot n \cdot \varepsilon, \quad (5.32)$$

де Re – число Рейнольдса, $Re = 5 \dots 10$;

c, n – коефіцієнти, які залежать від числа Рейнольдса, $c = 0,197 \dots 0,81$,
 $n = 0,6 \dots 0,4$;

ε – поправочний коефіцієнт, що враховує ступінь турбулентності набігаючого потоку, $\varepsilon = 1 \dots 16$.

Для системи застосування МОР при шліфуванні природною є наявність газової складової. Параметри газовмісту при цьому визначається структурою і конструктивними особливостями технологічної системи [144].

Для ділянок з наявністю газової складової характерне наступне: повітря в МОР знаходиться у механічній суміші, причому, в залежності від розмірів бульбашок, суміш володіє певною стійкістю. При наявності в МОР нерозчиненого повітря її в'язкість змінюється. Зміна в'язкості може визначатися за формулою

$$\frac{\mu_{\Pi}}{\mu_0} = 1 + k_{\Pi} \cdot b_{\Pi}, \quad (5.33)$$

де μ_{Π}, μ_0 – в'язкість МОР з бульбашками та без відповідно;

b_{Π} – вміст повітря, %;

k_{Π} – емпіричний коефіцієнт, $k_{\Pi} = 0,015$ для вуглеводневих МОР.

При підведенні повітря на ділянці, що розглядається, може утворитися піна, для якої є характерним те, що на границі з повітряним прошарком розмір бульбашок більший, ніж в глибині потоку МОР. Водоповітряна суміш потоку МОР зменшує змащувальну дію, проте значно зростає охолоджуюча дія, що збільшує коефіцієнт тепловіддачі.

Для ділянок зони контакту можна припустити що для кожної області поверхні

$$\alpha_1 = v_{ox1} \frac{m_1 \cdot c}{\Delta T_1 \cdot F_1}, \alpha_2 = v_{ox2} \frac{m_2 \cdot c}{\Delta T_2 \cdot F_2}, \dots, \alpha_i = v_{oxi} \frac{m_i \cdot c}{\Delta T_i \cdot F_i}, \quad (5.34)$$

відведення тепла пропорційне масі ділянки, що охолоджується [12].

$$\Delta Q_t = \sum_{i=1}^n m_i \cdot c \cdot v_{oxi} = \sum_{i=1}^n \alpha_i \cdot \Delta T_i \cdot F_i. \quad (5.35)$$

Суміш повітря з рідиною можна розглядати у вигляді гомогенного середовища, густина якого близька до густини рідини, а термодинамічні

параметри визначаються через газовмісткість рідини. При цьому, кількість тепла, відведена на кожній конкретній ділянці, визначається за формулою

$$\Delta Q_{t_i} = G_i \cdot \Delta i_i, \quad (5.36)$$

де G – масові витрати;

Δi_i – зміни ентальпії середовища.

Зміна ентальпії середовища визначається за формулою

$$\Delta i = c_p \cdot \Delta T_j, \quad (5.37)$$

де ΔT_j – зміна температури середовища в результаті підведення тепла.

Параметри МОР залежать від газовмісту, наприклад:

– густина середовища

$$\rho = \rho_{\text{МОР}}(1 - \varphi) + \rho_{\text{П}}\varphi, \quad (5.38)$$

де $\rho_{\text{МОР}}, \rho_{\text{П}}$ – густина МОР та повітря відповідно;

φ – об'ємний газовміст;

Ентальпія знаходиться за формулою

$$i = i_{\text{МОР}}(1 - x) + i_{\text{П}}x, \quad (5.39)$$

де $i_{\text{МОР}}, i_{\text{П}}$ – ентальпія МОР та повітря відповідно;

x – масовий газовміст, що визначається, як $x = \frac{\rho_{\text{П}}\varphi}{\rho_{\text{МОР}}(1-\varphi)+\rho_{\text{П}}\varphi}$.

Відносну густину можна визначити з урахуванням режиму течії МОР по формулі

$$\rho_{\text{відн}} = 1 - k_{\text{в}} \cdot Re, \quad (5.40)$$

де $\rho_{\text{відн}}$ – відносна густина двофазної рідини, яка дорівнює відношенню густини двофазної рідини до густини МОР при температурі 20 °С;

$k_{\text{в}}$ – коефіцієнт в'язкості;

Re – число Рейнольдса.

Коефіцієнт в'язкості $k_{\text{в}}$ залежить від в'язкості рідини і може бути визначений за формулою

$$k_{\text{в}} = f_{\lambda} \cdot \nu, \quad (5.41)$$

де f_{λ} – коефіцієнт пропорційності, для вуглеводневих МОР $f_{\lambda} = 0,0055$;

ν – коефіцієнт кінематичної в'язкості.

Ефективність охолодження потоку МОР обдувом струменями повітря, яке виривається з сопел залежить від відносних швидкостей струменю МОР і повітря.

Кількість тепла, відведеного повітрям від потоку МОР

$$Q_{t\Pi_1} = Q_{\Pi} \cdot \rho_{\Pi} \cdot c_{\Pi} \cdot (T_{\Pi}^{\text{вих}} - T_{\Pi}^{\text{вх}}), \quad (5.42)$$

де $Q_{t\Pi_1}$ – кількість тепла, що відводиться з ділянки потоком повітря;

Q_{Π} – витрати повітря;

ρ_{Π}, c_{Π} – густина та питома теплоємність повітря відповідно;

$T_{\Pi}^{\text{вих}}, T_{\Pi}^{\text{вх}}$ – температура повітря на виході та вході в ділянку відповідно.

Кількість тепла, що виділяється із потоку МОР

$$Q_{t\text{МОР}_1} = Q_{\text{МОР}} \cdot \rho_{\text{МОР}} \cdot c_{\text{МОР}} \cdot (T_{\text{МОР}}^{\text{вих}} - T_{\text{МОР}}^{\text{вх}}), \quad (5.43)$$

де $Q_{t\text{МОР}_1}$ – кількість тепла, що відводиться потоком МОР на ділянці;

$Q_{\text{МОР}}$ – витрати МОР;

$\rho_{\text{МОР}}, c_{\text{МОР}}$ – густина та питома теплоємність МОР відповідно;

$T_{\text{МОР}}^{\text{вих}}, T_{\text{МОР}}^{\text{вх}}$ – температура МОР на виході та вході в ділянку відповідно.

Розроблений пристрій подачі МОР у зону різання, що передбачає ізоляцію контакту МОР з поверхнями елементів та збільшення жорсткості технологічної системи машини, дозволяє збільшити точність шліфованих деталей за рахунок зниження температури та пружних деформацій на величину понад 21%. При цьому, на ефективність пристрою значною мірою впливають параметри елементів пристрою та їх взаємне розташування, а певні конструктивні заходи. дозволяють мінімізувати довжину ділянок перекриття струмами повітря і, тим самим, забезпечити безперешкодний доступ МОР в зону контакту шліфувального круга і заготовки.

В запропонованій математичній моделі теоретично обґрунтовані і досліджені конструктивні особливості пристрою і теплових процесів в ній і можуть бути використані при проектуванні ефективної техніки подачі МОР.

ВИСНОВКИ

У монографії на основі отриманих нових наукових результатів вирішене актуальне для технології машинобудування науково-прикладне завдання – підвищення точності оброблюваних деталей на основі розробки і застосування конструктивних, технологічних, методичних і програмних засобів, а саме: схеми шліфування з ДПП шліфувального круга, ефективного захисту елементів верстата від контакту з МОР, розрахунку раціональних теплових параметрів підсистеми застосування МОР за допомогою авторських комп'ютерних програм.

Вперше сформульовані структура побудови і принципи проектування та експлуатації підсистем застосування технологічних рідин круглошліфувальних верстатів, що дозволяють зменшити температурний вплив технологічних рідин на теплові деформації елементів верстатів і підвищити точність шліфованих деталей. Розроблено ряд принципово нових рішень, спрямованих на забезпечення точності обробки шліфуванням за рахунок керування тепловим режимом технологічних рідин, зокрема, мастильно-охолоджуючої рідини, та визначенні механізму впливу теплового стану МОР на зміну параметрів деталей і вузлів шліфувальних верстатів. Встановлено взаємовплив робочих рідин інших функціональних систем верстату та їх ролі у виникненні теплових деформацій шпиндельного вузла.

Запропоновано подальший розвиток і удосконалення математичної моделі підсистеми застосування МОР шліфувального верстата, яка дає можливість визначити поточну температуру у будь якій контрольній точці цієї підсистеми як при безперервній роботі цієї системи у робочому режимі, так і при її роботі у циклічному режимі різного шліфування;

Вперше побудовано математичну модель, теоретично обґрунтовано і розроблено схему шліфування з додатковими проміжними правками шліфувального круга, що дозволяє знизити теплонасиченість

круглошліфувальних верстатів за рахунок вибору раціональної схеми і кількості правок круга.

Базою для отримання вказаних наукових результатів аналіз послужили:

– аналіз сучасного стану температурного впливу робочих рідин на деформацію елементів шліфувальних верстатів та визначені шляхи зниження впливу теплових деформацій на точність обробки шліфуванням, відзначені актуальні дослідження, спрямовані на вивчення впливу технологічних рідин на точність обробки шліфуванням;

– систематизація джерел тепловиділення в круглошліфувальних верстатах, розробка схеми дії теплових потоків на шліфувальну бабку, створення математичної моделі теплового режиму системи застосування МОР, методики визначення температури МОР в резервуарі в залежності від його об'єму і витрати в зоні різання, розробки алгоритма і комп'ютерної програми для розрахунку параметрів теплового режиму системи застосування МОР;

– експериментальні і розрахунково-аналітичні дослідження теплових процесі у елементах круглошліфувального верстату, в тому числі, із залученням сучасного додатку CREO Simation в результаті яких визначені прогнозовані значення відхилення осі шпинделя і значення конусності оброблених деталей.

Запропоновано спосіб і пристрій для запобігання контакту МОР з елементами верстата і збільшення жорсткості технологічної системи верстата, що дозволяє підвищити точність шліфування за рахунок зниження температурних деформацій на 21%.

ПЕРЕЛІК ДжЕРЕЛ ПОСИЛАННЯ

1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. М: Машиностроение, 1990. 288 с.
2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М: Машиностроение, 1978. 167 с.
3. Якимов А.В. Теоретические основы технологии машиностроения / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков, Н.И. Решетнев. Одесса: ОНПУ, 2002. 491 с.
4. Matsuo M., Yasui T., Inamura T. Matsumura M. High speed test of thermal effects for a machine-tool structure based on modal analysis // Precision Engineering. – 1986. – Vol. 8, №2 p. 72-80
5. J. Mayr, J. Jedrzejewski, E. Uhlmann, M.A. Donmez, W. Knapp, F. H. ärtig, K. Wendt, T. Moriwaki, P. Shore, R. Sehmitt, C. Brecher, T. Wurtz, K. Wegener. Thermal issues in machine tools CIRP Annals-Manufacturing Technology, 61 (2): pp. 771-791, 2012.
6. M. Gebhardt, M. Ess, S. Weihert. Phenomenological compensation of thermally caused position and orientation errors of rotary axes. Journal of Manufacturing Processes Available online 9 July 2013. ISSN 1526-6125, <http://dxdoiorg.10.1016/j.jmap.2013.05.007>.
7. Атъя Кост. Влияние распределения контактного давления на процесс распространения тепла через конструктивные стыки металлорежущих станков. Конструирование и технология машиностроения. 1980. №2. с.208-217.
8. Соколовский А.Л. Расчет точности обработки на металлорежущих станках. М.: Гос. науч.-техн. изд-во машиностроения, 1952. 289 с.
9. Adler D.P., Hii W.W-S, Michalek D.I., Sutherland J.W. Examining the role of cutting fluids in machining and efforts to address associated environmental / health concerns // Machining science and technology. Marcel Dekker inc. 2006,

Vol.10. № 1 pp.23-58.

10. J. Brian. International status of thermal error research. CIRP Annals – Manufacturing Technology, 39(2): 645-656, 1990.

11. R. M'Saoubi, D. Axinte, C. Nobel, S. L. Soo, W. Sim. High performance cutting of advanced aerogrospace alloys and composite materials. CIRP Analis – Manufacturing Technology, 2015, vol. 64, no. 2, pp. 557-580.

12. Weber J., Weber J. Thermo-Energetic Analyses of the Fluids Cooling Systems in Tooling Machines. 9th International Fluid Power Conference. Aachen, 2014.

13. Okushima K., Kakino Y. An analysis of methods used in minimizing thermal deformations of machine tool. Proc. 16th Int. – Mach. tool. Des. and Res. Conf. Manchester, 1975, London – Basingstoke, 1976. pp. 195-201.

14. Решетов Д. Н., Портман В. Т. Точность металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. 336 с.

15. Соколов Ю.Н. Расчет температурных полей и деформаций металлорежущих станков. М.: ЭНИМС-ЦВТИ, 1958. 83 с.

16. Поляков А.Н. Прогнозирование тепловых характеристик станка в условиях непрерывной работы / А.Н. Поляков, А.Г. Кравцов. Вестник машиностроения. 2005.№ 10. С.43-49.

17. Алферов В.И. Исследование и расчет температурных полей и температурных деформаций прецизионных металлорежущих станков от колебания воздуха и от внутренних источников тепла. Дис. ... канд. техн. наук. М., ЭШЖ, 1968, 168 с.

18. Соколов Ю.Н. Расчет температурных полей и температурных деформаций металлорежущих станков. М.: ЭНИМС. 1978. 83 с.

19. Справочник технолога-машиностроителя в 2-х т. Т1. / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. М.: Машиностроение, 1985. 656 с.

20. Bossmans B. Thermal model for high-speed motorized Spindles / B. Bossmans, J.F. Tu // International journal of Machine Tools & Manufacture. 1995.

– №39. p. 1345-1366.

21. Dong, Y.A. General thermal model of Machine Tool spindle / Y.A. Dong, Z. Zhou, M. Lin // *Advances in Mechanical Engineering*. – 2017. – Vol. 9 (1). – pp. 1-10.

22. Солоха В.В. Влияние схемы закрепления на температурные деформации шпиндельной бабки. Резание инструмент в технологических системах. 1998. №52. С. 190-194.

23. Кондратюк О.Л. Вплив температурної деформації вузлів багатокругових круглошліфувальних верстатів на точність обробки. *Машинобудування*. 2016. №17. С. 68-73.

24. Дибиров С.Ю. Особенности температурных деформаций станков с ЧПУ / С.Ю. Дибиров, Н.Д. Бахмуткадиев, В.И. Дудин. *Современные материалы, техника и технологии*. 2016. №5. С. 65-72.

25. Рохин В.Л. Исследование баланса тепловых деформаций токарного станка с ЧПУ / В.Л. Рохин, Л.В. Рохин. *Вестник КГУ*. 2005. №2. С. 106-106.

26. Марцинкявичус Г.Ю. Снижение тепловых деформаций круглошлифовального станка. *Станки и инструмент*. 1991. №5. С. 7-10.

27. Кузнецов А.П. Тепловое поведение и точность металлорежущих станков. М.: МГТУ «Станкин», Янус-К, 2010. 248 с.

28. Кузнецов А.П. Вероятностная оценка точности металлорежущих станков при повторно-переменном тепловом режиме. *Вестник МГТУ «Станкин»*. – 2011. – №3(14). – С. 194-200.

29. Chen C., Zhang J.F., Feng P.F., Real-time measurement of machine tool temperature fields and their effect of machining errors. *Mechanic*, 2011, Vol. 17, no. 4. pp 413-417.

30. Okushima K., Kakino V., Compensation of thermal displacement by coordinate system correction. *CIRPann*, 1975. v.25. №1– pp. 327-331.

31. Патент США. № 56238572002.B23Q15/18. Sakuraba Hajime Abiko-shi, Chiba-ken. /Method and apparatus for compensating for thermal distortion for

machine tool.

32. Pursian S. Therme-energische Modellig Rung der Fluidsysteme eines Bearbeitungszentrums. TU Dresden; 2015.

33. Juliane Weber, Jürgen Weber, Linart Shabi, Harald Lohse. Energy, power and heat flow of the cooling and fluid systems in a cutting machine tool. 7 HPC 2016. *CIRP Conference on High Performance Cutting*. P. 99-102.

34. Bäuml S., Bode H., Brecher C., Braeibach, T, Hansch, S, Henges, N. Resjourcepeffizienz im Werkzeugmaschinenban. In Brecher, C, Cboche , F, Schmitt, R, Schuh, G, Weltbawerbsfaktor Productionstechniik Aachener Perspektiven, *Proceedings of Aachener Werkzeugmaschinenkollogium (AWK)*.

35. Leon-Yeol Oh, Joon Jang, WooChun Chooi. Analises of High-Precision Grinding Machine. *International Journal of Emerging Trenols in Engineering Research (IJETER)*, Vol. 3 No 1, Pages: 12-16 (2015).

36. Poonam S. Patil, R. R. Mudholkar. Cooling Techniques for a Spindle of Machine Tool. *International Journal Of Engineering And Computer Science ISSN: 2319-7242 Volume 5 Issue 12 Dec. 2016, Page No. 19653-19656*.

37. Brecher, C, Bäuml S, Jasper, D and Triebs J. Energy Efficient Cooling Systems for Machine Tools. 19 *CIRP International Conference on Life Cycle Engineering, Berkeley, 2012. p. 239-244*.

38. Bo-Sung, Gueong-Tae Bay, Gwi-Nam Kit. A stugj on the thermal Characteristics of the grinding machine applied hydrostatic bearing. *Transaction of the Canadian society for Mechanical Engineering. Vol. 39, No 3, 2015, p. 717-728*.

39. Вектерис В.Ю. Стабилизация температурного режима круглошлифовальных станков. *Станки и инструмент. 1986. №7. С. 17*.

40. Марцинкявичус А.-Г. Ю. Снижение температурных деформаций круглошлифовального станка. *Станки и инструмент. 1991. №5. с. 7-10*.

41 Якимов О.В. Теплофізика механічної обробки / О.В. Якимов, А.В. Усов, П.Т. Слободяник, Д.В. Горгачов. Одесса: Астропринт, 2000. 256 с.

42. Адрианова И.А. Повышение точности торцевого шлифования

методом терморегулювання. / Адрианова И.А., Шахновский С.С. Станки и инструмент, 1984. № 11. с. 31-32.

43. Gebharolt, M. Thermal Behaviour and Compensation of Rotary Axes in 5-Axis Machine Tools, Dissertation No21733, ETH Zurich, 2014.

44. M Stepanov, L Ivanova, P Litovchenko, M Ivanova, Y Basova. Determination of Parameters of Cylindrical Grinding with Additional Intermediate Dressing. In the book: Ivanov V. et al. (Ed.) Advances in Design, Modeling and Production II. DSMIE 2019. Summary of lectures in the field of mechanical engineering. Springer, Cham. P. 156-155.

45. Титов А.С. Исследование температурного режима гидростанции металлообрабатывающего центра «Еcosut-1,3». Режим доступа: <http://ntcgS.ru/index.php/stati/issledovanie-temperaturnogo-rezhima-gidrostantsii-metalloobrabatyvaushchego-tsentraesosut-1-z-frg>. (доступ вільний). Загл. з екрану.

46. Титов А.С. Анализ тепловых деформаций в станках с гидростатическими направляющими планшайбы / А.С. Титов, С.И. Шатохин, Л.П. Шатохина. Станки и инструмент. 2004. №7. С. 13-16.

47. Иванова Л.П. Аналіз теплового стану технологічних рідин металорізальних верстатів. Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: Серія: Технології в машинобудуванні, №1. 2020. С. 36-40.

48. Солоха В.В. Зниження впливу теплових деформацій на точність обробки на токарних верстатах / В.В. Солоха, В.С. Ліліченко, М.В. Фролов. Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. 2011. №2. С. 69-72.

49. Бушуев В.В. Тепловые явления в гидростатических опорах / В.В. Бушуев, О.К. Ципунов. Станки и инструмент. 1987. №11. С. 27-29.

50. Graham T. Smith. Cutting Tool technology. Industrial Handbook. Southampton: Southampton Solent University, 2008, 599 p.

51. Сегида А.П. Расчет и исследование температурных полей и температурных деформаций металлорежущих станков: дис. ... канд. техн.

наук: спец. 05.03.01 «Процессы механической и физико-технической обработки, станки и инструмент». М., 1984. 198 с.

52. Tainafai J., Nadu O., Wile H., Warich G. Der Thermische Storeinflug von Kuhlchmiermitteln auf die Arbeitsgenauigkeit von Werkzeugmaschinen. – Wiss. z. Techn. Hochsch. O. Guericke Magdeburg, 1981.23. №5. S. 49-57.

53. Шахновский С.С. Погрешность торцов колец подшипников при двухстороннем плоском шлифовании. Станки и инструмент. 1993. №1. С. 27-28.

54. А. с. 1098770 СССР. МКИ В24В47/20. Устройство для перемещения и зажима корпуса шлифовальной бабки.

55. Czapiewski W. Methods of minimization of coolant flow rate in the grinding processes – the Review. Journal of Mechanical and energy Engineering. 2017. №2. PP 117-122.

56. Андрианова И.А. Компенсация тепловых деформаций торцешлифовальных станков: дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.03.01 «Процессы механической и физико-технической обработки, станки и инструмент». М.: Станкин, 1984. 201 с.

57. Андрианова И.А. Повышение точности двухстороннего торцевого шлифования шляхом стабилизации температуры МОР / Андрианова И.А., С.С. Шахновский. Станки и инструмент, 1984. № 1. С. 23-24.

58. Stepanov, M., Litovchenko, P., Ivanova, L., Ivanova, M., Gasanov, M. Heat Flows Affected on the Wheelhead of a Cylindrical Grinding Machine. In: Ivanov V. et al. (eds) Advances in Design, Simulation and Manuf. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. pp 490-500.

59. Toshimi-chi Moriwaki, Eiji Shamoto. Analysis of Thermal Deformation of an ultra-Precision Air Spindle System. CIRP Annals Manufacturing Technology, 47(1), pp. 315-319, 1998.

60. R Sathya, Moorthy V. Prabhu Raja, R. Lakshimipathi. Analysis of High-Speed Spindle with a Double Helical Couling Channel. International Journal of

Scientific and Engineering Research, 3(5), May, – 2012.

61. Квитницкий Е.И. Гидростатический шпиндельный подшипник / Е.И. Квитницкий, А.В. Першин, С.И. Борисенко. Станки и инструмент, 1989. №10. С. 21-26.

62. Шатохин С.Н. Расчет и минимизация потерь мощности в гидростатических подшипниках. Станки и инструмент, 1989. №9. С. 16-19.

63. Кочергин А.И. Конструирование и расчет металлорежущих станков и станочных комплексов. Минск: Высшая школа, 1991. 378 с.

64. Зайнуллин Л.А. Исследование эффективности охлаждения вращающегося вала печного вентилятора при использовании устройств однодискового типа / Л.А. Зайнуллин, Д.В. Калганов, Н.А. Спирин. Бюлл. Черная металлургия, 2018. №2. С. 73-77.

65. Степанов М.С. Оценка потери мощности при подаче СОЖ в зону шлифования / М.С. Степанов, А.М. Гришин, Л.В. Яковлева. Резание и инструмент в технологических системах, 1997. Вып. 51. С. 214-218.

66. Шахновский С.С. Баланс тепловых потоков в торцешлифовальном станке / С.С. Шахновский. Станки и инструмент, 1989. №6. С. 13-15.

67. Михайлов А.И. Рабочий процесс и расчет камер сгорания газотурбинных двигателей. М.: Оборониздат, 1959. 286 с.

68. Ivanov, V., Dehtiarov, I., Pavlenko, I., Kosov, I., Kosov, M.: Technology for complex parts machining in multiproduct manufacturing. Management and Production Engineering Review, Vol. 10(2), pp. 25–36, (2019), [doi: 10.24425/mper.2019.129566](https://doi.org/10.24425/mper.2019.129566).

69. Karpus, V.E., Ivanov, V.A.: Locating accuracy of shafts in V-blocks. Russian Engineering Research 32(2), 144-150 (2012), [doi: 10.3103/S1068798X1202013X](https://doi.org/10.3103/S1068798X1202013X).

70. Ivanov, V.: Process-oriented approach to fixture design. In: *Ivanov V. et al. (eds.) Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE-2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering*, pp. 42–50. Springer, Cham (2019),

[doi: 10.1007/978-3-319-93587-4_5](https://doi.org/10.1007/978-3-319-93587-4_5).

71. Ivanov, V., Vashchenko, S., Rong, Y.: Information support of the computer-aided fixture design system. Proc. of 12th Int. Conf. ICTERI'2016, Vol. 1614, pp. 73–86, CEUR-WS (2016).

72. Pavlenko, I. V., Yukhymenko, M. P., Lytvynenko, A. V., Bocko, J.: Solving the nonstationary problem of the disperse phase concentration during the pneumoclassification process of mechanical mixtures. Journal of Engineering Sciences, Vol. 6(1), pp. F1-F5, (2019). [doi: 10.21272/jes.2019.6\(1\).f1](https://doi.org/10.21272/jes.2019.6(1).f1)

73. Permyakov A., Dobrotvorskiy S., Dobrovolska L., Basova Y., Ivanova M.: Computer Modeling Application for Predicting of the Passing of the High-Speed Milling Machining Hardened Steel. In: Ivanov V. et al. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. pp. 135-145. Springer, Cham (2019).

[doi: 10.1007/978-3-319-93587-4_15](https://doi.org/10.1007/978-3-319-93587-4_15).

74. Kondratyuk O.: The influence of temperature strains many nodes on the circular cylindrical grinding machine precision machining. Mashinostroenie 17, 2016, p. 68-73.

75. Mayr J., Jedrzejewski J., Uhlmann E., et al.: Thermal issues in machine tools. CIRP Annals – Manufacturing Technology 61, 2012, p. 771-791, [doi:10.1016/j.cirp.2012.05.008](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2012.05.008)

76. Chengxin Zhangab, Feng Gao, Yan Li.: Thermal error characteristic analysis and modeling for machine tools due to time-varying environmental temperature. Precision Engineering Volume 47, 2017, p. 231-238.

[doi: 10.1016/j.precisioneng.2016.08.008](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2016.08.008)

77. Srinivas N. Grama, Ashvarya Mathur, Ashok N. Badhe.: A model-based cooling strategy for motorized spindle to reduce thermal errors. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 132, 2018, p. 3-16.

[doi: 10.1016/j.ijmachtools.2018.04.004](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2018.04.004)

78. Teng Liu, Weiguo Gao, Dawei Zhanga., et al.: Analytical modeling for

thermal errors of motorized spindle unit. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 112, 2017, p. 53-70. [doi:10.1016/j.ijmactools.2016.09.008](https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2016.09.008)

79. Srinivasa N., Ziegert J.C., Mize C.D.: Spindle thermal drift measurement using the laser ball bar. *Precision Engineering* 18, 1996, p. 118-128.

[doi: 10.20965/ijat.2011.p0847](https://doi.org/10.20965/ijat.2011.p0847)

80. Weck M., McKeown P., Bonse R., Herbst U.: Reduction and Compensation of Thermal Errors in Machine Tools. *Annals of the CIRP*, Vol. 44, 1995, p. 589-598.

[doi: 10.1016/S0007-8506\(07\)60506-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60506-X)

81. Khudobin, L.V. Modern coolant and their use in the machining of metal workpieces, Mashinostroenie, Moscow (2006). (in Russian)

82. Stepanov, M., Ivanova, L., Litovchenko, P., Ivanova, M., Basova, Y.: Model of thermal state of the system of application of coolant in grinding machine. In: Ivanov, V. et al. (eds.) *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering*, pp. 156–165. (2019).

[doi: 10.1007/978-3-319-93587-4_17](https://doi.org/10.1007/978-3-319-93587-4_17).

83. Sokolov, Yu.N.: Thermal deformations of machine tools. *STIN*, 10. (2003) (in Russian).

84. Brecher C., Bäuml S., et al. Energy Efficient Cooling Systems for Machine Tools. *Leveraging Technology for a Sustainable World. Proceedings of the 19th CIRP International Conference on Life Cycle Engineering*. Berkeley, 2012, pp. 239-244.

[doi: 10.1007/978-3-642-29069-5_41](https://doi.org/10.1007/978-3-642-29069-5_41).

85. Stepanov M., Ivanova M. et al. Study of Thermal Modes of Working Fluids in Grinding Machines. In: Tonkonogiy V. et al. (eds) *Advanced Manufacturing Processes*. ISSN 2078-7405. Різання та інструменти в технологічних системах, 2020, випуск 92 159 *InterPartner 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer, Cham, 2020, pp. 299-308. [doi:10.1007/978-3-030-40724-7_31](https://doi.org/10.1007/978-3-030-40724-7_31).

86. Поляков А.Н., Марусич К.В. Управление термодформационным состоянием станка на основе автоматизации прогнозирования температурных

перемещений исполнительных органов: учеб. пособие. Оренбургский государственный университет, 2012. 220 с.

87. Mayr J., Gebhardt M. et al. Cutting fluid influence on thermal behavior of 5-axis machine tools. Proceedings of the 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting. Zurich, 2014. pp. 395 – 400. [doi: 10.1016/j.procir.2014.03.085](https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.085).

88. J. Weber, Jü. Weber et al. Energy, power and heat flow of the cooling and fluid systems in a cutting machine tool. Proceedings of the 17th CIRP Conference on High Performance Cutting, 46, 2016 pp. 99-102. [doi: 10.1016/j.procir.2016.03.177](https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.03.177).

89. Patil P. S., Mudholkar R. R. Cooling Techniques for a Spindle of Machine Tool. International Journal Of Engineering And Computer Science, 2016, Vol. 5, Issue 12, pp. 19653-19656. [doi: 10.18535/ijecs/v5i12.70](https://doi.org/10.18535/ijecs/v5i12.70).

90. Abankin Yu. I. Opredelenie optimal'nykh razmerov sopla sistemy podachi SOZH. [Determining the optimum nozzle size for the coolant supply system]. Smazочно-okhlazhdayushhie tekhnologicheskie sredstva v processakh abrazivnoj obrabotki. Sb. nauchn. trudov [Lubricating and cooling technology in abrasive processes. The collection of scientific works]. Ulyanovsk, 1988, pp. 56-61.

91. Sizy'j Yu.A., Stepanov M.S. Teplovoj balans processa shlifovaniya [The heat balance of the grinding process]. Rezanie i instrument v tekhnologicheskikh sistemakh [Cutting & Tools in Technological System]. Kharkiv, Publ. NTU «KhPI», 2000, pp. 177–190.

92. Guhring K. Hochleistungsschleifen – Eine Methode zur Leistungssteigerung der Schleifer fahren durch hohe Schnittgeschwindigkeiten. [High performance grinding – a method to increase the performance of the grinding process using high cutting speed. Dissertation, RWTH, Aachen, (in Germany) 1967.

93. G. Antsupov, C. Heinzl. Effiziente Schleifscheibenre inigung. Kurzfassung zum Abschlussbericht des IGF-Vorhabens Nr.: 16179 N Affiliation: IWT, Bremen, Germany, 2012.

94. Степанов М.С. СОЖ для шлифования. Мир техники и технологий, 2003, №2. С 14-16.
95. Патент на корисну модель №116095, Україна, МПК (2019.01). Пристрій подачі мастильно-охолоджуючої рідини / М.С. Степанов, П.І. Літовченко, ОВ. Котляр, М.С. Іванова, Л.П. Іванова, Є.В. Басова; заявник і патентовласник Нац. техн. ун-т «ХПІ». № у 2018 11969; опубл. 12.08. 2019. Бюл. №15.
96. Mang T., Dresel W. Lubricants and lubrications. Wien-heim: Wiley – VCH, 2001, 595 p.
97. Маслов Е.И. Теория шлифования материалов. М.: Машиностроение, 1974. 320 с.
98. W.B. Rowe, S.E. Ebbrell, M.N. Morgan. Process Requirement for Cost-Effective Precision Grinding. Annals of CIRP Vol. 53/1/2004. PP 255-258.
99. Применение смазочно-охлаждающих жидкостей при обработке металлов резанием в машиностроительной и инструментальной промышленности: Руководящие материалы. М.: НИИМАШ, 1971. 176 с.
100. Малиновский Г.Т. Масляные смазочно-охлаждающие жидкости для обработки металлов резанием. М.: Химия, 1988. 190 с.
101. Воцинин А.И., Савин И.Ф. Гидравлические и пневматические устройства строительных и дорожных машин / Воцинин А.И., Савин И.Ф. М.: Машиностроение, 1965. 452 с.
102. Jerry P. Byers. Metalworking Fluids. Second Edition. Boca Raton. FL: Tailor & Francis Group. 2008. 480 p.
103. Сизый Ю.А. Тепловой баланс процесса шлифования / Ю.А. Сизый, М.С. Степанов. Резание и инструмент в технологических системах. Х.: НТУ «ХПИ», 2000. С. 177-190.
104. Степанов М.С. Влияние режимов шлифования на удельный полезный расход СОЖ через зону контакта / М. С. Степанов. Вестник НТУ «ХПИ»: Технология машиностроения. Х.: НТУ «ХПИ», 2012. Т. 1, № 9. с. 71–76.

105. Свідоцтво № 92215 про реєстрацію авторського права на твір «Комп'ютерна програма «Моделювання теплового режиму мастильно-охолоджуючої рідини при круглому врізному шліфуванні (Heat_T)» / П.І. Літовченко, М.С. Степанов, Л.П. Іванова, М.С. Іванова, Д.А. Кобець. Дата реєстрації 10.01.2020 р.

106. Подураев В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. М: Машиностроение, 1974. 615.

107. Степанов М.С., Літовченко П.І., Іванова Л.П. Математична модель теплообміну у резервуарі МОР шліфувального верстату / Вісник ЖДТУ. 2017. № 2 (80). Серія: Технічні науки. с. 90-96.

108. Stepanov M., Ivanova L., Litovchenko P., Ivanova M., Basova Y. (2019) Model of Thermal State of the System of Application of Coolant in Grinding Machine. In: Ivanov V. et al. (eds) Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham.

109. Astakhov V.P. Trybology of metal cutting. London: EL- sevier. 2006. 417.

110. Королев А.В. Прогрессивные процессы правки шлифовальных кругов. / А.В. Королев, Р.А. Березняк. Саратов: Сарат. Гос. ун-т, 1984.112 с.

111. Albert J Shih. An experiment investigation of rotary diamond truing and dressing of vitreous bond wheels for ceramic grinding. / Albert J Shih. // International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 40. 2000. pp. 1755–1774.

112. Добротворський С.С. Наукові основи процесу лазерної правки шліфувальних кругів з надтвердих матеріалів: автореф. дис. на здобуття вчен. степеня докт. техн. наук: спец. 05.03.07 «Процеси лазерної та фізико-технічної обробки». Київ, 1996. 37 с.

113. Кремнев Г.П. Повышение эффективности процесса шлифования при правке шлифовальных кругов. / Г. П. Кремнев, А. Н. Ница, Ф. В. Соколов. Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві. 2015. Вип. 3 (8). С. 233-

238.

114. Stepanov, M., Ivanova, L., Litovchenko, P., Ivanova, M., Basova, Y. Determination of parameters of cylindrical grinding with additional intermediate dressing. In: Ivanov V. et al. (eds) *Advances in Design, Simulation and Manuf. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer, Cham. pp 330-339.

115. Ali, A.Y.S., Awdini, A.O., Adan H.D.: The effect of globalization on local industries: a case of Mogadishu manufacturers. *International Journal of Business and Management Tomorrow*, 2 (11), 1-15 (2012).

116. De Olivera, D., De Palva, R. L., da Silva, R.B., et al. Assessment of the grindability of Inconel 718 under different coolant delivery techniques. *J. Braz. Soc. Mech. Sci: Eng.* 42, 20, 2020.

117. А. с. СССР № 912480. Способ подачи смазочно-охлаждающей жидкости и устройство для его осуществления. Ю.В. Полянсков, М.М. Валкин, В.Г. Ромашкин. М. кл. В 24 В 55/02, Заявлено 07.04.80; Опубли. 15.03.82., Бюл. №10. 3 с.

118. Tkachuk, A., Zablotskyi, V., Kononenko, A., Moroz, S., Prystupa, S.: Directed formation of quality, as a way of improving the durability of conjugated parts of friction pairs. In: Ivanov V. et al. (eds.) *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE-2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*, 2020, pp. 370–377, [doi: 10.1007/978-3-030-22365-6_37](https://doi.org/10.1007/978-3-030-22365-6_37).

119. Ivanov, V., Dehtiarov, I., Denysenko, Y. et al.: Experimental diagnostic research of fixture. *Diagnostyka* 19(3), 3–9 (2018), doi: 10.29354/diag/92293.

120. Karpus, V.E., Ivanov, V.A.: Locating accuracy of shafts in V-blocks. *Russian Engineering Research* 32(2), 144-150 (2012),
[doi: 10.3103/S1068798X1202013X](https://doi.org/10.3103/S1068798X1202013X).

121. Stachurski, W., Sawicki, J., Krupanek, K. et al.: Numerical analysis of coolant flow in the grinding zone. *The International Journal of Advanced*

Manufacturing Technology 104 (5–8), 1999–2012 (2019).

[doi: 10.1007/s00170-019-03966-x](https://doi.org/10.1007/s00170-019-03966-x).

122. Tschätsch, H., Reichelt, A. Cutting fluids (coolants and lubricants). In: Applied Machining Technology. Springer, Berlin, Heidelberg (2009).

[doi: 10.1007/978-3-642-01007-1_21](https://doi.org/10.1007/978-3-642-01007-1_21)

123. Wit Grzesik.: Chapter Ten - Cutting Fluids. Advanced Machining Processes of Metallic Materials Advanced Machining Processes of Metallic Materials (Second Edition) Theory, Modelling, and Applications, pp. 183-195 (2017).

[doi: 10.1016/B978-0-444-63711-6.00010-7](https://doi.org/10.1016/B978-0-444-63711-6.00010-7)

124. Смазочно-охлаждающие жидкости для резки металла. Рекомендации по использованию. НИИМАШ, Москва (1979). 144 с.

125. Повышение эффективности шлифовальных работ за счет совершенствования техники подачи СОЖ. Методические рекомендации. НИИМАШ, М. 1984. 78 с.

126. Jacson, A. An Investigation of useful fluid flow in grinding. PhD Thesis, Liverpool John Moors University. 2008.

127. Baumgarta, C., Radziwill, J. J., Kustera, Fr., Wegener K.: A study of the interaction between coolant jet nozzle flow and the airflow around a grinding wheel in cylindrical grinding. 16thCIRP Conference on Modelling of Machining Operations. Procedia CIRP, 58. pp. 517 – 522. (2017). [doi: 10.1016/j.procir.2017.03.261](https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.261)

128. Irani, R.A., Bauer, R.J., Warkentin, A.: A review of cutting fluid application in the grinding process. International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 pp. 1696–1705. (2005). [doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.03.006](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.006)

129. Webster J.A., Cui C., Mindek R.B. jr. Grinding fluid application system design Annals of the CIRP. 1995. 44/1. pp. 333-338.

130. Agarwal, S., Venkateswara Rao, P.: Predictive modeling of force and

power based on a new analytical undeformed chip thickness model in ceramic grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 65, 68-78 (2013), [doi: 10.1016/j.ijmachtools.2012.10.006](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.10.006).

131. Aslan, D., Budak, E.: Semi-analytical Force Model for Grinding Operations. *Procedia CIRP*. vol. 14, 7-12 (2014). [doi: 10.1016/j.procir.2014.03.073](https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.073)

132. Denkena, B., Grove, T., Götttsching, T.: Grinding with patterned grinding wheels. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. vol. 8, pp. 12-21. [doi: 10.1016/j.cirpj.2014.10.005](https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2014.10.005).

133. Lavisse, B., Lefebvre, A., Torrance, A.A., Sinot, O., Henrion, E., Lemarié, S., Tidua, A.: The effects of the flow rate and speed of lubricoolant jets on heat transfer in the contact zone when grinding a nitrided steel. *Journal of Manufacturing Processes* 35, 233-243 (2018). [doi: 10.1016/j.jmapro.2018.07.029](https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2018.07.029)

134. Рябов Г.К. Разработка технологии использования газонасыщенных СОЖ при шлифовании стальных заготовок: Автореферат дис. ... канд. техн. наук. Куйбышев. 1987. 198 с.

135. Banks, R.B., Chandrasekhara, D. V.: Experimental investigation of the penetration of a high velocity gas jet through a liquid surface. *Journal of Fluid Mechanics* 15(1), 13–34 (1963).

[doi: 10.1017/s0022112063000021](https://doi.org/10.1017/s0022112063000021).

136. Cheslak, F. R.; Nicholls, J. A.; Sichel, M. Cavities formed on liquid surfaces by impinging gaseous jets. *Journal of Fluid Mechanics*, 36 (1), 55-63 (1969)

[doi: 10.1017/S0022112069001509](https://doi.org/10.1017/S0022112069001509).

137. Башта Т.М. Инженерная гидравлика. Справочное руководство. Машиностроение, Москва (1971). – 672 с.

138. Мордасов М.М., Савенков А.П., Четов К.Е. Метод анализа струи газа, набегающей на поверхность жидкости / *Техническая физика. Российский журнал прикладной физики*. 61 (5), 659-668 (2016).

139. Степанов М. С. Теплообмін при шліфуванні з застосуванням ЗОР / М.С. Степанов // *Вісник НТУ «ХПІ»*. – Харків, 2002. – Вип. 19. – С. 62-67.

140. Степанов М. С. Определение влияния гидравлических параметров

подачи СОЖ на коэффициент теплоотдачи в зоне резания при шлифовании. Вестник НТУ «ХПИ». – Харьков, 2001. – Вып. 10. – С. 168-174.

141. Сизый Ю. А. Математическое моделирование температурного поля в шлифуемой заготовке периферией круга / Ю.А. Сизый, М.С. Степанов. Восточно-европейский журнал передовых технологий. 2004. № 2. С. 52 – 63.

142. Степанов М. С. Дослідження процесу теплообміну в зоні шліфування при використанні спеціального пристрою подачі МОР / М.С. Степанов, М.С. Іванова та ін. // Сучасні технології у промисловому виробництві: Матеріали та програма VII Всеукраїнської науково-технічної конференції (м. Суми, 21-24 квітня 2020 р.). – Суми: Сумський державний університет, 2020. – С. 59-60.

143. Лебедев В. Г. Некоторые особенности шлифования деталей оборудования атомной энергетики / В. Г. Лебедев, Н.Н. Клименко // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Одеса: ОНПУ, 2015. С. 78-75.

144. Степанов М. С. Оценка газосодержания СОЖ при шлифовании / М.С. Степанов, Д. В. Ходоков. Смазочно-охлаждающие жидкости в процессах абразивной обработки. Ульяновск, 1992. С. 16-22.

145. Василенко О.А. Улавливающее действие СОЖ при шлифовании и оценка его эффективности/О.А. Василенко, А.В. Тяхта, Ю.В. Василенко. Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». ЮУрГУ, 2016. Т. 16, № 4. С. 59–66.

146. Baumgart C., Kuster F., Wegener K. A study of the interaction between coolant jet nozzle flow and the airflow around a grinding Wheel in cylindrical grinding. 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations. doi:10.1016/j.proci.2017.03.261.pp. 517-522.

147. Ефимов, В.В. Научные основы техники подачи СОЖ при шлифовании. Саратов: Изд-во Саратовского ун-та, 1985. 142 с.

148. Макаров С. С. Управление теплообменом при струйном воздушном охлаждении / С.С. Макаров, В.Б. Дементьев. Химическая физика и мезоскопия. 2007. Т9, № 4. С. 370-376.

149. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. 280 с.
150. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках. Ч.3.: Протяжные, шлифовальные и доводочные станки. М.,1978. 360 с.
151. Справочник технолога машиностроителя. В 3-х т. Т1-Т3 / Под. ред. Г.А. Косиловой Г.А., Р.К. Мещерякова. М.: Машиностроение, 1986.
152. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. Киев: Наукова думка, 1976. 351 с.
153. Хромтитанистый электрокорунд и инструмент из него (технологические инструменты). М.: НИИМАШ, 1978. 28 с.
154. Абразивная и алмазная обработка материалов: справочник / Под ред. А.Н. Резникова. М.: Машиностроение, 1978. 391 с.
155. Авакян В.В. Алмазный правящий инструмент и его применение // Новые абразивные инструменты и технологические процессы, применяемые в машиностроении. М., 1976. С. 21-38.
156. Романов В.Ф. Технология алмазной правки шлифовальных кругов. М.: Машиностроение, 1980. 118 с.
157. Шумкевич В.А. Основы электротензометрии. Минск: Высшая школа, 1975. 352 с.
158. Сурикова Е.И. Погрешность приборов и измерений. Л.: Изд-во Лен. ун-та, 1975. 288 с.
159. Нортроп Роберт Б. Введение в средства и измерения. Астана: Холдинг «Кэсіпкор», 2017. 558 с. ISBN 978-1-4665-9677-1.
160. Татаренко В.В., Сало Г.Д. Универсальная термомпара для измерения температуры при шлифовании / Измерительная техника, 1970. №2. с. 68.
161. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. М.: Машиностроение, 1977. 236 с.
162. Резников А.Н. Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969. 287

с.

163. Bezpalova A., Lebedev V., Chumachenko T. Some Features of the Grinding Temperatures. In: Ivanov V. et al. (eds) *Advances in Design, Simulation and Manuf. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer, Cham. pp 325-335.

164. Свідоцтво № 98881 про реєстрацію авторського права на твір «Комп'ютерна програма Моделювання процесу круглого шліфування з додатковими проміжними правками шліфувального круга (Pravka) / П.І. Літовченко, М.С. Степанов, Л.П. Іванова, М.С. Іванова, Д.А. Кобець. Дата реєстрації 12.08.2020 р.

165. Андрианова И.А. Влияние тепла, выделяемого при шлифовании на стабильность положения кругов / Андрианова И.А., С.С. Шахновский. 1983. № 8. С. 30-31.

166. Андрианова И.А. Повышение точности шлифования методом терморегулирования / Андрианова И.А., С.С. Шахновский. Станки и инструмент, 1984. № 11. С. 31-32.

167. Андрианова И.А. Исследование влияний тепловых деформаций на положение шлифовальных кругов / Андрианова И.А., С.С. Шахновский. Станки и инструмент, 1981. № 9. С. 6-7.

168. Татаренко В.В. Измерение поля температуры в зоне действия подвижного источника тепла. Известия ВУЗов. Приборостроение, т. XII, №1, 1969. с. 123-125.

169. Татаренко В.В., Сало Г.Д., Борисов Б.Я. Микротермопары для исследования температурных полей в зоне шлифования. Вестник машиностроения, 1969, №1. С. 50-51.

170. Stepanov M., Ivanova M., Litovchenko P., Ivanova L., Tarasenko O. (2020) Study of Thermal Modes of Working Fluids in Grinding Machines. In: Tonkonogyi V. et al. (eds) *Advanced Manufacturing Processes. InterPartner 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer, Cham. pp. 299-308.

171. Josef Mayr, Jerzy Jedrzejewski, Eckart Uhlmann, M. Alkan Donmez, Wolfgang Knapp, Frank Härtig, Klaus Wendt, Toshimichi Moriwaki, Paul Shore, Robert Schmitt, Christian Brecher, Timo Würz, Konrad Wegener. Thermal issues in machine tools / CIRP Annals Volume 61, Issue 2, 2012, Pages 771-79.

172. Yang Li, Wanhua Zhao, Shuhuai Lan, Jun Ni, Wenwu Wu, Bingheng Lu. A review on spindle thermal error compensation in machine tools / International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume 95, August 2015, Pages 20-38.

<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.04.008>.

173. Guoqiang Fu, Yue Zheng, Linfeng Zhou, Caijiang Lu, Li Zhang, Xi Wang, Tao Wang. Look-ahead prediction of spindle thermal errors with on-machine measurement and the cubic exponential smoothing-unscented Kalman filtering-based temperature prediction model of the machine tools / Measurement. Volume 210, 31 March 2023, 112536.

doi.org/10.1016/j.measurement.2023.112536

174. Гільчук А.В., Халатов А.А. Теорія теплопровідності. Ч.1 Навч. посібн. – К.: НТУ «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського». 2017. 87 с.

175. Panao M.R.O., Moreira A.L.N. Intermittent spray cooling: A new technology for controlling surface temperature. Int. J. Heat and Fluid Flow. 2009, V. 30. pp. 117-130.

176. John H. Lienhard IV, John H. Lienhard V, A. Heat Transfer Textbook (Fifth Edition), 2019. – 784 p.

177. Коэффициент теплоотдачи поверхность – воздух. Блог Александра Воробьева. Режим доступа: <http://al-vo.ru/teplotekhnika/koefficient-teplootdachi-poverhnost-vozduh.html> (доступ свободный). Загл. с экрана.

178. М. Степанов, П. Литовченко, М. Иванова, Л. Иванова. Теплообмен в системе применения СОЖ шлифовальных станков / Різання та інструменти в технологічних системах, 2020, вип. 92. С. 151-160.

179. Степанов, М.С. Оцінка теплообміну при спільній дії струменів

повітря і потоку ЗОР при шліфуванні / М.С. Степанов, Л.П. Іванова, П.І. Літовченко, М.С. Іванова. Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні: зб. наук. пр. Харків: НТУ «ХПІ», 2020. № 2 (2) 2020. С. 37-41.

180. Stepanov, M., Ivanova, M., Litovchenko, P., Ivanova, L., Machado, J. Investigation of temperature deformations for cylindrical grinding machines / International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics, 2022, Issue 12, pp. 104 –108. <https://ijomam.com/wp-content/uploads/2022/11/pp104-108.pdf>

ДОДАТКИ
Додаток А. ОЦІНКА ЗАПРОПОНОВАНИХ МЕТОДИК
РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ НА ПОВЕРХНЯХ ШІФУВАЛЬНОЇ
БАБКИ

А1 Оцінка температури на передній стінці шліфувальної бабки

Умови І.

1. Приймаємо вихідні дані з довідників:

– коефіцієнт тепловіддачі від стінки до нерухомого повітря $\alpha_{nc \rightarrow nb}$
 $= 17,44 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ [176-177];

– температура передньої стінки за даними статичного теплового аналізу $t_{nc} = 33^\circ\text{C}$;

– температура повітря $t_{nb} = 20^\circ\text{C}$;

– температура МОР $t_{MOP} = 42^\circ\text{C}$ (приймали як температуру МОР на вході в резервуар);

– площа передньої стінки відповідно до кресленника 3М151.2000-Х3 складає $F_{nc} = 0,14535 \text{ м}^2$;

– теплопровідність повітря $\lambda_{nb} = 0,0259 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{K})$;

– кінематична в'язкість повітря ν_{nb} [176] $= 15,06 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$;

– теплопровідність МОР λ_{MOP} (табл. А2.1) $= 0,5711 \frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot ^\circ\text{C}}$;

– кінематична в'язкість МОР $\nu_{MOP} = 1,405 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$.

2. Визначаємо теплові параметри суміші:

– температура суміші за формулою (4.8)

$$t_{cm} = \frac{0,4 \cdot 4111 \cdot 42 + 0,6 \cdot 1036 \cdot 20}{0,3 \cdot 4111 + 0,7 \cdot 1036} = 35,97 \text{ } ^\circ\text{C};$$

Таблиця А2.1 – Основні характеристики МОР Укрінол -1, 3%
на водяній основі

Температура, °С	Густина ρ , кг/м ³	Кінематична в'язкість ν , м ² /с	Питома теплоємність c_p , Дж/(кг· °К)	Теплопровідність λ , Вт/(м·°К)
20	995,9	$1,405 \cdot 10^{-6}$	4111	0,5711
40	989,7	$0,9042 \cdot 10^{-6}$	4113	0,5992
60	980,6	$0,6447 \cdot 10^{-6}$	4123	0,6216
100	955,5	$0,4128 \cdot 10^{-6}$	4164	0,6529

– кінематична в'язкість суміші із формули (4.7)

$$\nu_{см} = \frac{1}{\frac{x_{МОР}}{\nu_{МОР}} + \frac{x_{не}}{\nu_{не}}} = \frac{1}{\frac{0,4}{1,405 \cdot 10^{-6}} + \frac{0,6}{15,06 \cdot 10^{-6}}} = 3,08 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с};$$

– теплопровідність суміші із формули (4.6)

$$\lambda_{см} = \frac{1}{\frac{x_{МОР}}{\lambda_{МОР}} + \frac{x_{не}}{\lambda_{не}}} = \frac{1}{\frac{0,4}{0,5711} + \frac{0,6}{0,0259}} = 0,042$$

3. Визначення теплового потоку за формулою (4.1)

$$Q_{nc} = 17,44 \cdot 0,14535(33 - 20) = 32,95 \text{ Вт.}$$

Число Рейнольдса Re для суміші в даному випадку визначається за залежністю

$$Re = \frac{V_{см} l_{nc}}{\nu_{см}} = \frac{4,5 \cdot 0,51}{3,08 \cdot 10^{-6}} = 745129$$

Критерій Нуссельта визначаємо за залежністю (4.3):

$$Nu = 0,032 Re^{0,8} = 0,032 \cdot 745129^{0,8} = 1595,64.$$

Коефіцієнт тепловіддачі від стінки до потоку суміші:

$$\alpha_{nc \rightarrow см} = \frac{Nu \cdot \lambda_{см}}{l_{nc}} = \frac{1595,64 \cdot 0,042}{0,51} = 131,4 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°С});$$

Остаточню отримуємо температуру на передній стінці в результаті її

теплообміну з потоком аерозольної суміші:

$$t_{nc} = \frac{Q_{nc}}{\alpha_{cm \rightarrow nc} F_{nc}} + t_{cm} = \frac{32,95}{131,4 \cdot 0,14535} + 35,97 = 37,7 \text{ } ^\circ\text{C}$$

УМОВИ II.

Всі параметри відомі – вони аналогічні параметрам передньої стінки, тому одразу виконаємо тестовий розрахунок.

Число Рейнольдса Re для суміші в даному випадку визначається за залежністю

$$Re = \frac{V_{ng} l_{nc}}{\nu_{ng}} = \frac{4,5 \cdot 0,51}{15,06 \cdot 10^{-6}} = 152390,44$$

Критерій Нуссельта для потоку повітря визначаємо за залежністю (4.3):

$$Nu = 0,032 Re^{0,8} = 0,032 \cdot 152390,44^{0,8} = 482,25.$$

Коефіцієнт тепловіддачі від стінки до потоку повітря:

$$\alpha_{nc \rightarrow cm} = \frac{Nu \cdot \lambda_{ng}}{l_{nc}} = \frac{482,25 \cdot 0,0259}{0,51} = 24,49 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C});$$

Остаточна отримана температура на передній стінці в результаті її обдуву потоком повітря:

$$t_{nc} = \frac{Q_{nc}}{\alpha_{cm \rightarrow nc} F_{nc}} + t_{ng} = \frac{32,95}{24,49 \cdot 0,14535} + 20 = 29,26 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Розрахунок показав адекватність результатів відносно до застосованого алгоритму.

A2 Оцінка температури на лівій боковій стінці шліфувальної бабки (зі сторони шліфувального круга)

1. Приймаємо вихідні дані для ЛБС:

– площа ЛБС відповідно до кресленика ЗМ151.2000-Х3 складає
 $F_{лбс} = 0,21126 \text{ м}^2$;

– характерний розмір (ширина) ЛБС – $l_{лбс} = 0,815$ м.

Всі інші параметри теплообміну такі ж, як і для передньої стінки.

Теплові параметри суміші також ідентичні цим параметрам для передньої стінки.

2. Визначаємо тепловий потік за формулою (4.11)

$$Q_{лбс} = 17,44 \cdot 0,21126(33 - 20) = 47,9 \text{ Вт.}$$

Число Рейнольдса Re для суміші в даному випадку визначається за залежністю (4.13)

$$Re = \frac{V_{см} l_{лбс}}{\nu_{см}} = \frac{4,5 \cdot 0,815}{3,08 \cdot 10^{-6}} = 1190747$$

Критерій Нуссельта визначаємо за залежністю (4.3):

$$Nu = 0,032 Re^{0,8} = 0,032 \cdot 1190747^{0,8} = 2321,7$$

Розраховуємо коефіцієнт тепловіддачі від стінки до потоку суміші за залежністю (4.12):

$$\alpha_{лбс \rightarrow см} = \frac{Nu \cdot \lambda_{лв}}{l_{лбс}} = \frac{2321,7 \cdot 0,042}{0,815} = 119,65 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{°C);}$$

Остаточо отримуємо температуру на лівій боковій стінці в результаті її теплообміну з потоком аерозольної суміші за залежністю (4.14):

$$t_{лбс} = \frac{Q_{лс}}{\alpha_{см \rightarrow лбс} F_{лс}} + t_{см} = \frac{47,49}{119,65 \cdot 0,21126} + 35,97 = 37,85 \text{ °C}$$

Розрахунок показав адекватність результатів відносно до застосованого алгоритму.

А3 Оцінка температури на правій боковій стінці шліфувальної бабки (зі сторони шківів пасової передачі)

1. Задаємо параметри теплообміну між правою стінкою і повітрям при природній конвекції і заносимо їх в табл. А2.2:

2. Розраховуємо параметри теплопередачі у випадку природної

конвекції при умові, що $t_{n\bar{c}} > t_{n\bar{b}}$.

Число Грасгофа за залежністю (4.20):

$$Gr = \frac{g\beta|t_{n\bar{c}} - t_{n\bar{b}}|L^3}{\nu^2} = \frac{9.81 \cdot 3.661 \cdot 10^{-3} |30 - 20| \cdot 0.815^3}{(1.328 \cdot 10^{-5})^2} = 1,102 \cdot 10^9.$$

Таблиця А2.2 – Дані і результати розрахунку температури на правій боковій стінці

№№	Найменування	Значення
ВИХІДНІ ДАНІ		
1.	Температура повітря, $t_{n\bar{b}}$, °С.	20
2.	Температура стінки, $t_{n\bar{c}}$, °С.	30
3.	Кінематична в'язкість повітря, $\nu_{n\bar{b}}$ м ² /с;	$1,55 \cdot 10^{-5}$
4.	Коефіцієнт лінійного розширення повітря, 1/°К	$3,661 \cdot 10^{-3}$
5.	Число Прандтля	0,714
6.	Теплопровідність повітря, $\lambda_{n\bar{b}}$, Вт/(м · °К);	0,02418
7.	Теплопровідність повітря при обдуві, $\lambda_{n\bar{b}}$, Вт/(м · °К);	0,026
8.	Площа тепловіддачі $F_{n\bar{c}}$, м ²	0,21126
9.	Характерний розмір, м	0,815
РЕЗУЛЬТАТИ		
1.	Швидкість потоку повітря від шків, м/с	2,4
2.	Швидкість потоку повітря без обдуву, м/с	0,0
3.	Коефіцієнт тепловіддачі від стінки до потоку повітря $\alpha_{n\bar{c} \rightarrow n\bar{b}}$, Вт/(м ² · °С)	12,12
4.	Температура на зовнішній поверхні ПБС, $t_{n\bar{c}}$, °С	26.54

Число Релея за формулою (4.19)

$$Ra = Gr \cdot Pr = 1,102 \cdot 10^9 \cdot 0.714 = 7,868 \cdot 10^8.$$

Критерій Нуссельта знаходимо за залежністю (4.18)

$$Nu = \frac{0,68 + 0,67 Ra^{0,25}}{[1 + (0,492 / Pr)^{0,5625}]^{0,444}} = \frac{0,68 + 0,67 \cdot (7,868 \cdot 10^8)^{0,25}}{[1 + (0,492 / 0,714)^{0,5625}]^{0,444}} = 86,71,$$

після чого за залежністю (4.17) визначаємо коефіцієнт тепловіддачі за рахунок конвекції

$$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{e}}^k = \frac{Nu \cdot \lambda_{n\bar{e}}}{l_{n\bar{b}c}} = \frac{86,71 \cdot 0,02418}{0,815} = 2,572 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°C}),$$

а за залежністю (4.17) отримуємо коефіцієнт тепловіддачі за рахунок випромінювання:

$$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{e}}^P = \frac{\varepsilon \cdot 0,00000005670367 \cdot [(273,15 + t_{n\bar{b}c})^4 - (273,15 + t_{n\bar{e}})^4]}{l_{n\bar{b}c} - l_{n\bar{e}}} =$$

$$\frac{0,9 \cdot 0,00000005670367 \cdot [(273,15 + 30)^4 - (273,15 + 20)^4]}{30 - 20} = 5,41$$

$$\alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{e}} = \alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{e}}^k + \alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{e}}^P = 2,32 + 5,41 = 7,982 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{°C})$$

Тепловий потік за залежністю (4.14)

$$Q_{n\bar{b}c} = \alpha_{n\bar{b}c \rightarrow n\bar{e}} F_{n\bar{b}c} (t_{n\bar{b}c} - t_{n\bar{e}}) = 7,982 \cdot 0,21126(30 - 20) = 16,863$$

Вт.

3. Розраховуємо параметри теплопередачі у випадку примусової конвекції при умові, що $t_{n\bar{b}c} > t_{n\bar{e}}$ і швидкість повітря $V_{n\bar{e}}^{III} \neq 0$.

Розрахуємо швидкість потоку повітря від шківів за залежністю (4.22)

$$V_{n\bar{e}}^{III} = V_{n\bar{e}}^K \frac{d_{шк}}{D_K} = 4,5 \frac{0,16}{0,3} = 2,4 \text{ м/с.}$$

Число Рейнольдса за формулою (4.22):

$$Re = \frac{V_{n\bar{e}}^{III} l_{n\bar{b}c}}{\nu_{n\bar{e}}} = \frac{2,4 \cdot 0,815}{1,55 \cdot 10^{-5}} = 126000$$

4. Критерій Нуссельта Nu при обдуві повітрям за формулою (4.4):

$$Nu = 0,66 Re^{0,5} Pr^{0,333} = 0,66 \cdot 243525^{0,5} \cdot 0,714^{0,333} = 210,473$$

5. Коефіцієнт конвективної тепловіддачі $\alpha_{п\bar{б}c \rightarrow п\bar{в}}^k$ за залежністю

(4.16)

$$\alpha_{п\bar{б}c \rightarrow п\bar{в}}^k = \frac{Nu \cdot \lambda_{п\bar{в}}}{l_{п\bar{б}c}} = \frac{292,87 \cdot 0,02418}{0,815} = 6,71 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$$

тоді, оскільки коефіцієнт променевої тепловіддачі не змінився, загальний коефіцієнт тепловіддачі за формулою (4.16):

$$\alpha_{п\bar{б}c \rightarrow п\bar{в}} = \alpha_{п\bar{б}c \rightarrow п\bar{в}}^k + \alpha_{п\bar{б}c \rightarrow п\bar{в}}^p = 6,71 + 5,41 = 12,12 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$$

Остаточна температура ПБС за рахунок обдуву ПБС повітряним потоком від шків за залежністю (4.21):

$$t_{п\bar{б}c} = \frac{Q_{п\bar{б}c}}{\alpha_{п\bar{б}c \rightarrow п\bar{в}} F_{п\bar{б}c}} + t_{п\bar{в}} = \frac{16,863}{12,12 \cdot 0,2116} + 20 = 26,54 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Отримані результати розрахунку також занесли у табл. А2.2.

Додаток Б РОЗРАХУНКИ ТЕПЛОТИ І ТЕМПЕРАТУРИ В РЕЗЕРВУАРІ ПІДСИСТЕМИ ПОДАЧІ МОР В ПРОГРАМІ HEAT_T

Б1 Файл результатів розрахунку теплоти

РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ ТЕПЛОТИ, ЩО ПЕРЕДАЄТЬСЯ РОБОЧИМИ РІДИНАМИ

РОЗРАХУНОК №1

ВИХІДНІ ДАНІ

МАРКА ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА: Круг 750x40x305 37A 25 CM1 З К 50 AA 1
Швидкість врізання при попередній обробці, мм/хв., Vvr_p= 1.400
Швидкість врізання при остаточній обробці, мм/хв., Vvr_oc= 0.100
Швидкість круга, м/с., Vkr= 50.000
Швидкість заготовки, м/хв., Vz= 60.000
Твердість (звуковий індекс) Н= 1.410
Подача правки, мм/хв., Spr= 120.000
Товщина шару, що знімається при правці, мм, trp= 0.010
Припуск на попередню обробку, мм Z_p= 0.300
Припуск на остаточну обробку, мм Z_oc= 0.100

РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ

Час холостого ходу, хв., t_xx= 0.033
Час врізання, хв., tvr= 0.100
Час попередньої обробки, хв., tvr_p= 0.214
Час остаточної обробки, хв., tvr_oc= 1.000
Час виходжування, хв., tvh= 0.120
Сила різання при врізанні, Н, Pz_vr= 41.332
Сила різання при попередній обробці, Н, Pz_p= 206.661
Сила різання при остаточній обробці, Н, Pz_oc= 15.156
Сила різання при виходжуванні, Н, Pz_vh= 1.516
Ефективна потужність при врізанні, кВт, N_vr= 2.067
Ефективна потужність при попередній обробці, кВт, N_p= 10.333
Ефективна потужність при остаточній обробці, кВт, N_oc= 0.758
Ефективна потужність при виходжуванні, кВт, N_vh= 0.076
Повна теплота при врізанні, кДж, Q_vr= 12.400
Повна теплота при попередній обробці, кДж, Q_p= 132.853
Повна теплота при остаточній обробці, кДж, Q_oc= 45.469
Повна теплота при виходжуванні, кДж, Q_vh= 0.546
Сумарна повна теплота на операції, кДж, Q_sum= 191.267
Теплота МОР при врізанні, кДж, Qmor_vr= 10.540
Теплота МОР при попередній обробці, кДж, Qmor_p= 112.925
Теплота МОР при остаточній обробці, кДж, Qmor_oc= 38.648
Сумарна теплота відведена МОР на операції, кДж, Qmor_vh= 162.577

Б2 Файли результатів розрахунку температури

РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ V=20

I №№	I Tau, min.	I tRez, grad	I tZonyR, grad
0	0.000000	20.000000	0.000000
1	2.935237	20.987122	220.001684
2	4.402856	20.995603	220.988166
3	5.870475	21.047364	220.996641
4	7.338094	21.156806	221.048368
5	8.805712	21.327679	221.157739
6	10.273331	21.553305	221.328500
7	11.740950	21.819828	221.553979
8	13.208568	22.110412	221.820328
9	14.676187	22.408801	222.110722
10	16.143806	22.701459	222.408915
11	17.611425	22.978352	222.701380
12	19.079043	23.232822	222.978091
13	20.546662	23.461042	223.232393
14	22.014281	23.661379	223.460462
15	23.481899	23.833840	223.660667
16	24.949518	23.979603	223.833013
17	26.417137	24.100653	223.978679
18	27.884756	24.199478	224.099649
19	29.352374	24.278822	224.198408
20	30.819993	24.341489	224.277700
21	32.287612	24.390191	224.340326
22	33.755230	24.427440	224.388995
23	35.222849	24.455484	224.426220
24	36.690468	24.476270	224.454245
25	38.158087	24.491440	224.475017
26	39.625705	24.502341	224.490176
27	41.093324	24.510057	224.501071
28	42.560943	24.515437	224.508782
29	44.028561	24.519130	224.514157
30	45.496180	24.521629	224.517849
31	46.963799	24.523294	224.520346
32	48.431418	24.524388	224.522010
33	49.899036	24.525095	224.523102
34	51.366655	24.525546	224.523809
35	52.834274	24.525829	224.524260
36	54.301892	24.526005	224.524543
37	55.769511	24.526112	224.524718
38	57.237130	24.526176	224.524825

V=20 дм³

РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ V=50

I №№	I Tau, min.	I tRez, grad	I tZonyR, grad
0	0.000000	20.000000	0.000000
1	2.935237	20.946943	220.001684
2	4.402856	20.884792	220.948012
3	5.870475	20.829672	220.885902
4	7.338094	20.795708	220.830818
5	8.805712	20.792641	220.796876
6	10.273331	20.824480	220.793811
7	11.740950	20.889826	220.825629
8	13.208568	20.983297	220.890933
9	14.676187	21.097369	220.984343
10	16.143806	21.224056	221.098340
11	17.611425	21.356107	221.224945
12	19.079043	21.487616	221.356909
13	20.546662	21.614197	221.488333
14	22.014281	21.732849	221.614831
15	23.481899	21.841719	221.733406
16	24.949518	21.939831	221.842204
17	26.417137	22.026860	221.940252
18	27.884756	22.102953	222.027225
19	29.352374	22.168585	222.103267
20	30.819993	22.224465	222.168857
21	32.287612	22.271443	222.224699
22	33.755230	22.310454	222.271647
23	35.222849	22.342457	222.310632
24	36.690468	22.368398	222.342614
25	38.158087	22.389178	222.368538
26	39.625705	22.405630	222.389304
27	41.093324	22.418504	222.405745
28	42.560943	22.428464	222.418612
29	44.028561	22.436082	222.428565
30	45.496180	22.441843	222.436178
31	46.963799	22.446150	222.441935
32	48.431418	22.449334	222.446239
33	49.899036	22.451663	222.449421
34	51.366655	22.453347	222.451748
35	52.834274	22.454551	222.453431
36	54.301892	22.455402	222.454634
37	55.769511	22.455998	222.455485
38	57.237130	22.456411	222.456081
39	58.704749	22.456693	222.456493
40	60.172367	22.456884	222.456775
41	61.639986	22.457012	222.456966
42	63.107605	22.457097	222.457094

V=50 дм³

РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ V=100 РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ V=250

I №№	I Tau, min.	I tRez, grad	I tZonyR, grad	I №№	I Tau, min.	I tRez, grad	I tZonyR, grad
0	0.000000	20.000000	0.000000	0	0.000000	20.000000	0.000000
1	2.935237	20.942397	220.001684	1	2.935237	20.948483	220.001684
2	4.402856	20.867694	220.943470	2	4.402856	20.877888	220.949551
3	5.870475	20.787560	220.868815	3	5.870475	20.795385	220.879003
4	7.338094	20.713339	220.788733	4	7.338094	20.708543	220.796553
5	8.805712	20.654499	220.714560	5	8.805712	20.624610	220.709768
6	10.273331	20.617334	220.655759	6	10.273331	20.549633	220.625889
7	11.740950	20.604555	220.618618	7	11.740950	20.487936	220.550960
8	13.208568	20.615636	220.605847	8	13.208568	20.441931	220.489304
9	14.676187	20.647635	220.616921	9	14.676187	20.412227	220.443328
10	16.143806	20.696208	220.648899	10	16.143806	20.397966	220.413644
11	17.611425	20.756542	220.697441	11	17.611425	20.397257	220.399392
12	19.079043	20.824056	220.757735	12	19.079043	20.407643	220.398684
13	20.546662	20.894827	220.825205	13	20.546662	20.426492	220.409063
14	22.014281	20.965757	220.895930	14	22.014281	20.451295	220.427899
15	23.481899	21.034571	220.966814	15	23.481899	20.479856	220.452687
16	24.949518	21.099707	221.035583	16	24.949518	20.510372	220.481229
17	26.417137	21.160176	221.100677	17	26.417137	20.541447	220.511725
18	27.884756	21.215426	221.161107	18	27.884756	20.572053	220.542779
19	29.352374	21.265223	221.216321	19	29.352374	20.601475	220.573366
20	30.819993	21.309561	221.266085	20	30.819993	20.629240	220.602769
21	32.287612	21.348597	221.310394	21	32.287612	20.655062	220.630516
22	33.755230	21.382602	221.349405	22	33.755230	20.678790	220.656321
23	35.222849	21.411922	221.383387	23	35.222849	20.700370	220.680033
24	36.690468	21.436952	221.412688	24	36.690468	20.719817	220.701599
25	38.158087	21.458111	221.437702	25	38.158087	20.737195	220.721034
26	39.625705	21.475828	221.458848	26	39.625705	20.752602	220.738401
27	41.093324	21.490521	221.476552	27	41.093324	20.766157	220.753797
28	42.560943	21.502592	221.491236	28	42.560943	20.777994	220.767343
29	44.028561	21.512418	221.503299	29	44.028561	20.788258	220.779173
30	45.496180	21.520342	221.513118	30	45.496180	20.797093	220.789430
31	46.963799	21.526674	221.521037	31	46.963799	20.804645	220.798260
32	48.431418	21.531688	221.527366	32	48.431418	20.811056	220.805807
33	49.899036	21.535623	221.532377	33	49.899036	20.816460	220.812213
34	51.366655	21.538684	221.536309	34	51.366655	20.820985	220.817614
35	52.834274	21.541043	221.539367	35	52.834274	20.824748	220.822136
36	54.301892	21.542845	221.541725	36	54.301892	20.827855	220.825896
37	55.769511	21.544209	221.543525	37	55.769511	20.830405	220.829002
38	57.237130	21.545233	221.544889	38	57.237130	20.832483	220.831550
39	58.704749	21.545995	221.545913	39	58.704749	20.834165	220.833627
40	60.172367	21.546557	221.546674	40	60.172367	20.835518	220.835308
41	61.639986	21.546968	221.547236	41	61.639986	20.836599	220.836660
42	63.107605	21.547266	221.547646	42	63.107605	20.837457	220.837740
43	64.575223	21.547480	221.547944	43	64.575223	20.838134	220.838598
44	66.042842	21.547633	221.548158	44	66.042842	20.838664	220.839274
45	67.510461	21.547740	221.548310	45	67.510461	20.839077	220.839804
46	68.978080	21.547816	221.548418	46	68.978080	20.839396	220.840216
				47	70.445698	20.839641	220.840535
				48	71.913317	20.839828	220.840780
				49	73.380936	20.839970	220.840967
				50	74.848554	20.840077	220.841109
				51	76.316173	20.840157	220.841216

V=100 дм³V=250 дм³

РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ V=500

I №№	I Tau, min.	I tRez, grad	I tZonyR, gra
0	0.000000	20.000000	0.000000
1	2.935237	20.955859	220.001684
2	4.402856	20.893952	220.956923
3	5.870475	20.819105	220.895056
4	7.338094	20.736620	220.820257
5	8.805712	20.651924	220.737826
6	10.273331	20.569989	220.653185
7	11.740950	20.494926	220.571303
8	13.208568	20.429732	220.496289
9	14.676187	20.376209	220.431138
10	16.143806	20.335023	220.377649
11	17.611425	20.305886	220.336490
12	19.079043	20.287787	220.307371
13	20.546662	20.279257	220.289285
14	22.014281	20.278601	220.280760
15	23.481899	20.284098	220.280105
16	24.949518	20.294137	220.285597
17	26.417137	20.307311	220.295630
18	27.884756	20.322449	220.308796
19	29.352374	20.338623	220.323924
20	30.819993	20.355129	220.340088
21	32.287612	20.371452	220.356583
22	33.755230	20.387232	220.372895
23	35.222849	20.402231	220.388665
24	36.690468	20.416298	220.403654
25	38.158087	20.429350	220.417712
26	39.625705	20.441353	220.430756
27	41.093324	20.452303	220.442751
28	42.560943	20.462222	220.453694
29	44.028561	20.471148	220.463606
30	45.496180	20.479131	220.472527
31	46.963799	20.486227	220.480504
32	48.431418	20.492498	220.487595
33	49.899036	20.498008	220.493862
34	51.366655	20.502823	220.499369
35	52.834274	20.507006	220.504181
36	54.301892	20.510620	220.508361
37	55.769511	20.513726	220.511973
38	57.237130	20.516381	220.515077
39	58.704749	20.518637	220.517730
40	60.172367	20.520545	220.519985
41	61.639986	20.522150	220.521892
42	63.107605	20.523492	220.523495
43	64.575223	20.524609	220.524836
44	66.042842	20.525533	220.525952
45	67.510461	20.526294	220.526876
46	68.978080	20.526918	220.527637
47	70.445698	20.527426	220.528260
48	71.913317	20.527837	220.528767
49	73.380936	20.528169	220.529179
50	74.848554	20.528436	220.529511
51	76.316173	20.528649	220.529777
52	77.783792	20.528817	220.529990
53	79.251411	20.528951	220.530158
54	80.719029	20.529056	220.530292
55	82.186648	20.529138	220.530397

V=500 дм³

РЕЗУЛЬТАТИ РОЗРАХУНКУ ТЕМПЕРАТУРИ V=750

I №№	I Tau, min.	I tRez, grad	I tZonyR, grad
0	0.000000	20.000000	0.000000
1	2.935237	20.960269	220.001684
2	4.402856	20.903985	220.961329
3	5.870475	20.834950	220.905082
4	7.338094	20.757414	220.836092
5	8.805712	20.675857	220.758606
6	10.273331	20.594555	220.677102
7	11.740950	20.517250	220.595854
8	13.208568	20.446913	220.518598
9	14.676187	20.385626	220.448307
10	16.143806	20.334567	220.387060
11	17.611425	20.294087	220.336034
12	19.079043	20.263848	220.295580
13	20.546662	20.243001	220.265360
14	22.014281	20.230367	220.244527
15	23.481899	20.224607	220.231902
16	24.949518	20.224354	220.226145
17	26.417137	20.228319	220.225892
18	27.884756	20.235358	220.229855
19	29.352374	20.244497	220.236889
20	30.819993	20.254949	220.246022
21	32.287612	20.266096	220.256467
22	33.755230	20.277473	220.267607
23	35.222849	20.288742	220.278977
24	36.690468	20.299665	220.290238
25	38.158087	20.310083	220.301154
26	39.625705	20.319897	220.311566
27	41.093324	20.329047	220.321373
28	42.560943	20.337509	220.330518
29	44.028561	20.345276	220.338974
30	45.496180	20.352361	220.346736
31	46.963799	20.358784	220.353816
32	48.431418	20.364575	220.360235
33	49.899036	20.369769	220.366023
34	51.366655	20.374403	220.371213
35	52.834274	20.378516	220.375844
36	54.301892	20.382149	220.379954
37	55.769511	20.385342	220.383585
38	57.237130	20.388135	220.386776
39	58.704749	20.390566	220.389567
40	60.172367	20.392672	220.391997
41	61.639986	20.394488	220.394102
42	63.107605	20.396047	220.395917
43	64.575223	20.397378	220.397474
44	66.042842	20.398509	220.398804
45	67.510461	20.399467	220.399935
46	68.978080	20.400274	220.400892
47	70.445698	20.400950	220.401698
48	71.913317	20.401514	220.402374
49	73.380936	20.401983	220.402938
50	74.848554	20.402371	220.403406
51	76.316173	20.402690	220.403794
52	77.783792	20.402952	220.404113
53	79.251411	20.403165	220.404374
54	80.719029	20.403339	220.404588
55	82.186648	20.403479	220.404761
56	83.654267	20.403592	220.404901
57	85.121885	20.403682	220.405014

V=750 дм³

Наукове видання

СТЕПАНОВ Михайло Сергійович
ІВАНОВА Лариса Петрівна
ЛІТОВЧЕНКО Петро Іванович
ІВАНОВА Марина Сергіївна

**МАСТИЛЬНО-ОХОЛОДЖУЮЧІ ТЕХНОЛОГІЧНІ ЗАСОБИ.
ТЕПЛОВИЙ ФАКТОР У ФОРМУВАННІ
ТОЧНОСТІ ШЛІФОВАНИХ ДЕТАЛЕЙ**

Відповідальний за випуск проф. Степанов М.С.

В авторській редакції.

Видавничий центр НТУ«ХП» 61002, м. Харків, вул. Кирпичова, 2,
Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 5478 від 21.08.2017 р.

Електронне видання