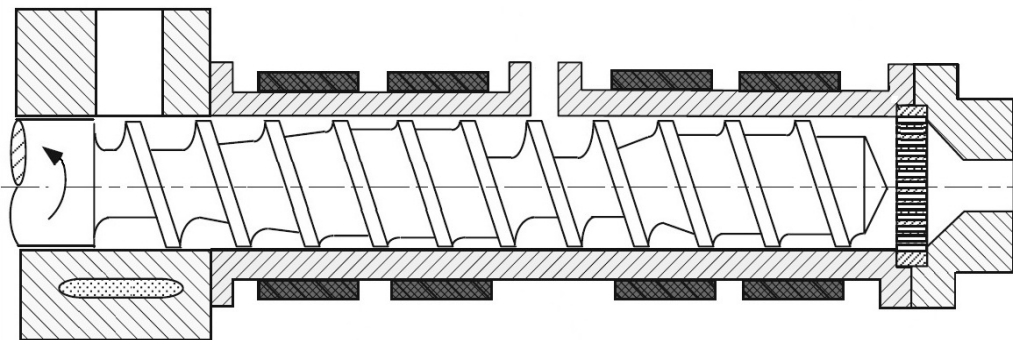


*В. М. Витвицький*  
*І. О. Мікульонок*

**МОДЕЛЮВАННЯ  
ПРОЦЕСУ ЖИВЛЕННЯ  
ЧЕРВ'ЯЧНОГО ЕКСТРУДЕРА  
ПОЛІМЕРНОЮ СИРОВИНОЮ**



**В. М. Витвицький**  
**І. О. Мікульонок**

**МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ЖИВЛЕННЯ  
ЧЕРВ'ЯЧНОГО ЕКСТРУДЕРА  
ПОЛІМЕРНОЮ СИРОВИНОЮ**

**Монографія**

Київ  
КПІ ім. Ігоря Сікорського  
2021

УДК [678.057.3+678.027.3]:678.073-026.772  
В54

*Рекомендовано до друку Вченою радою  
Національного технічного університету України  
«Київський політехнічний інститут  
імені Ігоря Сікорського»  
(Протокол № 1 від 29.01.2021 р.)*

Рецензенти: *Л. О. Кривопляс-Володіна*, д-р техн. наук, проф.,  
Національний університет харчових технологій  
*Т. В. Лазарєв*, канд. техн. наук,  
Державне підприємство «Конструкторське бюро «Південне»  
ім. М. К. Янгеля»

**Витвицький В. М.**

В54      Моделювання процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною [Текст] : монографія / В. М. Витвицький, І. О. Мікульонок. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2021. 136 с.: іл. Бібліогр.: с. 125–133.

У монографії розглянуто наукові засади математичного та фізичного моделювання процесу живлення черв'ячного екструдера гранульованою полімерною сировиною.

Досліджено рух гранульованих полімерних матеріалів у зоні живлення черв'ячного екструдера та його вплив на конструктивно-технологічні параметри зазначеної зони, що необхідно для ефективного проектування та експлуатації екструзійного обладнання для перероблення полімерних матеріалів у цілому.

Для фахівців полімерного машинобудування та споріднених галузей виробництва, а також викладачів, аспірантів і студентів інженерно-хімічних спеціальностей закладів вищої освіти.

УДК [678.057.3+678.027.3]:678.073-026.772

© В. М. Витвицький, І. О. Мікульонок, 2021  
© КПІ ім. Ігоря Сікорського (ІХФ), 2021

## ВСТУП

Галузь виробництва виробів з полімерів і пластмас є однією з найважливіших галузей промисловості розвинених країн світу. Полімери застосовуються майже в усіх сферах виробництва й споживання, при цьому попит на вироби з полімерних матеріалів з боку провідних галузей економіки – машинобудування, будівництва, транспорту, сільського господарства й медицини – стабільно зростає [1–3].

Суттєве збільшення виробництва полімерних матеріалів потребує створення високопродуктивного, ресурсо- та енергоефективного обладнання для їх перероблення. Найбільш ефективним для перероблення полімерної сировини є екструзійне обладнання, серед якого найчастіше використовуються черв'ячні екструдери [4, 5].

Традиційно черв'ячні екструдери мають три функціональні зони: живлення, плавлення й гомогенізації, при цьому саме зона живлення створює передумови якісної роботи наступних зон. Також потрібно зазначити, що оскільки кожний перероблюваний матеріал має притаманні лише йому фізичні й технологічні властивості, то для його перероблення необхідні відповідні геометрія робочих органів екструдера й режим перероблення.

Одними з фізичних властивостей гранульованого полімерного матеріалу, які визначають ефективну роботу черв'ячного екструдера, є коефіцієнт зовнішнього тертя та коефіцієнт бічного тиску сипкого матеріалу, що в поєднанні з іншими чинниками визначають конструктивне оформлення екструдера й параметри процесу перероблення: тиск, температуру, продуктивність і потужність приводу [6–8].

При цьому перероблюваний матеріал надходить у зону живлення черв'ячного екструдера у вигляді гранул, що потрібно враховувати для визначення його раціональних конструктивно-технологічних параметрів. Традиційний же підхід до моделювання зони живлення передбачає аналіз поведінки руху полімерного матеріалу в робочому каналі черв'ячного екструдера як суцільного твердого тіла, а не як сипкого матеріалу. Відповідні дослідження черв'ячної екструзії були проведені як вітчизняними вченими (Лукач Ю. Ю., Пахаренко В. О., Петухов А. Д., Радченко Л. Б. та ін.), так і вченими з країн близького й далекого зарубіжжя (Басов Н. И., Бекин Н. Г., Ким В. С.-Х., Торнер Р. В., Труфанова Н. М., Тябин Н. В., Bernhardt E. C., McKelvey J. M., Rauwendaal C., Schenkel G., Tadmor Z., Vlachopoulos J., Wilczyński K. та ін.).

Одним з найбільш ефективних з точки зору заощадження матеріальних, енергетичних і людських ресурсів методів дослідження процесів, що проходять у технологічному обладнанні, є числове моделювання. Найбільш близьким до реальної поведінки полімерних гранул є дискретний опис руху сипкого середовища на базі методу дискретного елемента, який полягає в дослідженні взаємодії окремої частинки зі всіма частинками шару сипкого матеріалу.

У зв'язку з цим одним зі шляхів розроблення нового та вдосконалення існуючого екструзійного обладнання для перероблення полімерних матеріалів у

різноманітну продукцію є науково обґрунтований аналіз руху гранульованих полімерних матеріалів у зоні живлення черв'ячних екструдерів.

Метою проведених авторами досліджень було проведення аналізу руху гранульованих полімерних матеріалів у зоні живлення черв'ячного екструдера та його впливу на конструктивно-технологічні параметри зазначеної зони, що необхідно для ефективного проектування та експлуатації екструзійного обладнання в цілому.

У результаті проведених досліджень створено методи розробки і вдосконалено процес та обладнання живлення черв'ячного екструдера гранульованою полімерною сировиною, що забезпечує визначення раціональних конструктивно-технологічних параметрів екструзійного обладнання.

Автори висловлюють щирі подяку д.т.н., проф., с.н.с. Антону Яновичу Карвацькому та к.т.н., доц. Олександрю Леонідовичу Сокольському за допомогу в проведенні досліджень.

## ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ, СИМВОЛІВ І СКОРОЧЕНЬ

### Умовні позначення

$D$  – діаметр черв'яка, м;  
 $e$  – ширина гребеня витка, м;  
 $f$  – коефіцієнт тертя (за наявності індексу);  
 $g$  – прискорення вільного падіння, м/с<sup>2</sup>;  
 $G$  – витрата;  
 $M$  – маса, кг; крутний момент, Н·м (визначаються відповідним індексом);  
 $n$  – кутова швидкість робочого органу (за наявності індексу), с<sup>-1</sup>;  
 $N$  – потужність, Вт;  
 $P$  – тиск, Па;  
 $s$  – крок гвинтової нарізки черв'яка, м;  
 $S$  – площа, м<sup>2</sup>;  
 $t$  – час, с;  
 $T$  – температура, °С;  
 $V$  – об'єм, м<sup>3</sup>;  
 $x, y, z$  – декартові прямокутні координати;  
 $\theta$  – кут природного укусу, ...°;  
 $\tau$  – дотичні напруження, Па;  
 $\omega$  – кутова швидкість черв'яка, рад/с.

### Скорочення

МДЕ – метод дискретного елемента;  
КПУ – кут природного укусу;  
ПВХ – полівінілхлорид;  
ПЕВГ – поліетилен високої густини;  
ПС – полістирол;  
СЕВ – співполімер етилену з вінілацетатом (севілен);  
ЧП – черв'ячний прес (екструдер).

### Індекси

max – стосується максимального значення;  
min – стосується мінімального значення;  
0 – стосується початкового значення;  
бт – стосується бічного тиску;  
ст – стосується стінки черв'яка й циліндра;  
тр – стосується тертя;  
ч – параметр біля стінки черв'яка;  
ц – параметр біля стінки циліндра;  
 $x, y, z$  – складові декартової системи координат.

# 1. СУЧАСНИЙ СТАН ДОСЛІДЖЕНЬ ПРОЦЕСУ ЖИВЛЕННЯ ЧЕРВ'ЯЧНОГО ЕКСТРУДЕРА ПОЛІМЕРНОЮ СИРОВИНОЮ

## 1.1. Загальні тенденції перероблення полімерних матеріалів

Починаючи з середини минулого століття споживання виробів з полімерів і пластмас неупинно зростає [3]. Так, з 1950 по 2017 роки середнє щорічне збільшення обсягів виробництва полімерних матеріалів становить 8,5 %. Хоча сучасні темпи зростання виробництва й перероблення полімерних матеріалів порівняно з показниками 1950–70-х років дещо знизилися, на початку третього тисячоліття вони стабільно зберігаються на рівні 4–5 % щороку [1].

Рушійною силою глобального зростання галузі переробки полімерних матеріалів залишається, перш за все, збільшення чисельності населення планети, а також постійно зростаючий рівень його життя. Як наслідок, безперервне зростання демонструють і основні сфери збуту полімерів і пластмас, передусім упаковка харчових продуктів і побутових товарів, а також виробництво різноманітної тари.

Ще одна сфера споживання полімерних матеріалів – будівництво, яке сьогодні неможливо уявити без їх використання, зокрема, у водо-, електро- і газопостачанні, а також конструкційних та оздоблювальних виробках для облаштування приміщень, підлог, стін і дахів.

Зростаючі показники споживання полімерних матеріалів також характерні для машино- та приладобудування, а також автомобілебудування, залізничного, водного й повітряного транспорту.

Без полімерів неможливі й сучасні технології в галузі медицини: технічна апаратура, діагностика та лабораторії потребують рішень, які забезпечують виробництво ефективних фармацевтичних продуктів на основі пластмас, а також гарантують функціональність, практичність і гігієнічність одноразових виробів. Без пластмас сьогодні не обходиться і виробництво спортивного обладнання та екіпіровки для активного дозвілля [2].

Всі ці сфери застосування пластмас роблять свій внесок у глобальне поширення полімерних матеріалів у світовій економіці.

В Україні переробкою полімерів займаються сотні різних компаній, при цьому найбільшого поширення серед перероблюваних полімерів набули поліпропілен, поліетилен, полістирол та полівінілхлорид [9].

Значний обсяг полімерів надходить на перероблення у вигляді сипких гранульованих матеріалів, що є найбільш зручним для транспортування, зберігання, завантаження та перероблення в технологічному обладнанні [10, 11]. Сипкі матеріали представляють собою сукупність окремих частинок майже однакового розміру. Згідно з [12] терміном «сипкі матеріали» охоплюються порошки з частинками розміром до 0,1 мм, гранули розмірами 0,1...3,0 мм і частинки подрібненої твердої речовини розміром понад 3 мм.

При цьому найширшого застосування набули полімерні гранули різноманітної форми (циліндричні, кубічні, сферичні, еліпсоподібні та ін.) з еквівалентним діаметром зазвичай у межах 3...6 мм.

Суттєве збільшення виробництва полімерних матеріалів, асортимент яких постійно розширюється, потребує створення високопродуктивного ресурсо- та енергоефективного обладнання для їх перероблення.

Найпоширенішим методом виробництва виробів з полімерних матеріалів є екструзія. Екструзійній обробці можуть піддаватися майже всі основні види полімерів – термопласти, еластомери, термоеластоласти, реактопласти [5]. Екструзія – це неперервний технологічний процес перероблення формувальної суміші, який полягає в розм'якшенні матеріалу під дією підвищеної температури й наданні йому потрібної форми продавлюванням крізь головку екструдера [13].

Перевагами екструзійного обладнання є висока продуктивність, економічність, простота експлуатації, монтажу та запуску обладнання, довговічність.

Серед конструкцій екструдерів домінують машини з обертовими робочими органами або їхніми окремими ділянками у вигляді черв'яків (шнеків), які характеризуються універсальністю й забезпечують достатню продуктивність при задовільному зміщувальному ефекті. При цьому найбільшого поширення в промисловості переробки полімерних матеріалів набули одночерв'ячні екструдери з циліндричними черв'яками з постійним кроком і змінною глибиною каналу [4].

## **1.2. Особливості перероблення полімерних матеріалів в одночерв'ячних екструдерах**

Під час руху матеріалу вздовж каналу черв'яка одночерв'ячного екструдера він послідовно змінює декілька станів: від твердого на вході в канал до в'язкотекучого на виході з нього. При цьому зазначений канал традиційно поділяють на три функціональні зони: живлення, плавлення й гомогенізації (хоча цей поділ є умовним, оскільки межі зазначених зон можна визначити лише умовно, тому що вони залежать як від перероблюваного матеріалу, так і режиму процесу перероблення) [14–17]. При цьому потрібно зазначити, що у двочерв'ячних екструдерах зона живлення як така відсутня [15, 18, 19].

За понад ніж півсторічний час дослідження процесу екструзії як вітчизняними, так і зарубіжними вченими виникла різноманітна термінологія, яку дослідники застосовують для позначення функціональних зон екструзії або процесів, що в них відбуваються. Тому для однозначності тлумачення певних понять, притаманних черв'ячній екструзії, потрібно визначитись з термінами.

Найбільш часто вживаними термінами для аналізу функціональних зон екструзії є такі [20]:

– для першої зони екструзії, тобто зони від місця потрапляння матеріалу у твердому стані в робочий канал до початку його плавлення – зона живлення, зона подачі;

– для другої зони екструзії, тобто зони від початку плавлення матеріалу до повного його розплавлення – зона стиснення, зона пластикації, зона плавлення;

– для третьої зони екструзії, тобто зони, у якій матеріал рухається в розплавленому стані – зона дозування, зона видавлювання, зона гомогенізації.

Далі беремо такі позначення зазначених функціональних зон (рис. 1.1):

- перша зона – зона живлення;
- друга зона – зона плавлення;
- третя зона – зона гомогенізації.

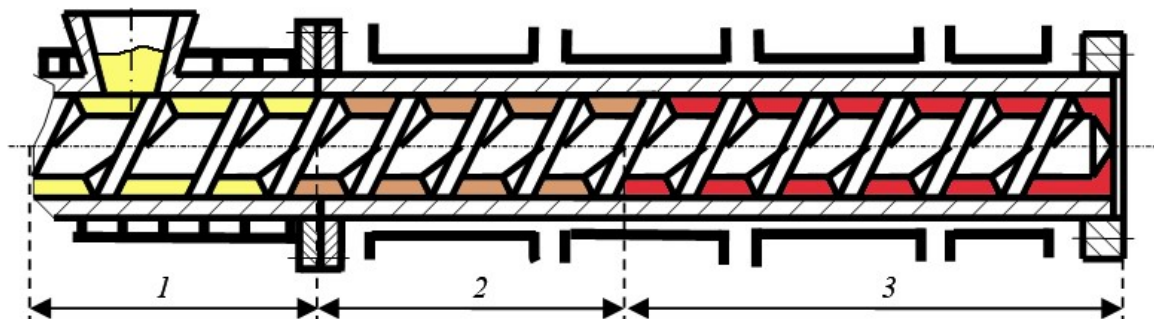


Рис. 1.1. Схема одночерв'ячного екструдера з позначенням функціональних зон процесу екструзії: 1 – зона живлення, 2 – зона плавлення, 3 – зона гомогенізації

Розглянемо поведінку матеріалу послідовно на кожному етапі екструзії.

Із завантажувального бункера матеріал потрапляє в зону живлення. Для забезпечення потрібної продуктивності, а також з урахуванням наявності порожнин між частинками матеріалу ця зона має більший об'єм робочого каналу [21]. У зоні живлення полімер перебуває у твердому стані, при цьому вона закінчується після того, як плівка розплаву на поверхні твердої полімерної пробки стає більшою за величину проміжку між гребенем витка та стінкою циліндра.

У зоні плавлення відбувається поступове ущільнення полімеру та його плавлення. Об'єм робочого каналу в цій зоні поступово зменшується (зазвичай завдяки зменшенню глибини каналу та/або кроку гвинтової нарізки [21]).

У зону гомогенізації полімер надходить у вигляді розплаву з невеликою кількістю твердих частинок, які далі остаточно розплавляються, після чого одержаний розплав під тиском рухається в напрямку формувальної головки. У цій зоні відбувається інтенсивне перемішування розплаву.

Розміри функціональних одночерв'ячного екструдера можуть коливатись у широких межах, залежно від властивостей перероблюваного матеріалу та особливостей технології. При цьому процес екструзії проходить безперервно від однієї зони до іншої, а між трьома зазначеними зонами існують перехідні області [10–12, 23–26].

Ефективність роботи черв'ячних машин насамперед визначається процесами, що проходять у перших двох зонах, оскільки частка потужності, що тут витрачається, досягає 80 % потужності, яка споживається екструдером. При цьому продуктивність зони живлення визначає продуктивність процесу в цілому, оскільки для забезпечення повного заповнення нарізки черв'яка полімером необхідно, щоб потенційно можлива продуктивність зони живлення була більшою за продуктивність зони плавлення, а остання – більшою за продуктивність зони гомогенізації [6–8].

Як вже було зазначено, в зону живлення із завантажувального бункера 1 у канал екструдера полімер надходить у вигляді сипкого гранульованого матеріалу (рис. 1.2), після чого гвинтовою нарізкою черв'яка 2 за рахунок сил тертя матеріал транспортується вздовж корпуса екструдера 3 [21].

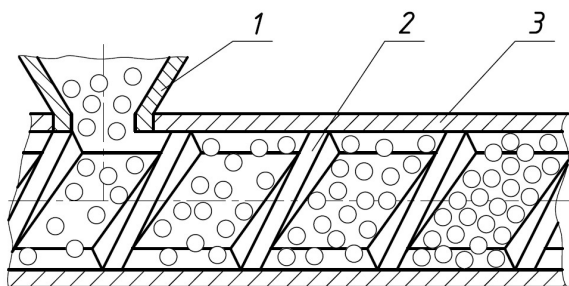


Рис. 1.2. Рух матеріалу в зоні живлення одночерв'ячного екструдера:  
1 – завантажувальний бункер; 2 – черв'як; 3 – корпус екструдера

Вільному руху матеріалу по каналу перешкоджає опір на виході з циліндра (наприклад, спричинений формувальною головкою), тому матеріал заповнює канал по всій довжині черв'яка і в ньому поступово зростає тиск.

Завдяки тиску, що виникає в ущільненому матеріалі в зоні живлення, на поверхнях контакту матеріалу з черв'яком і циліндром виникають сили тертя. При цьому для забезпечення руху твердого матеріалу вздовж каналу необхідна позитивна різниця між силами тертя у парах «матеріал–циліндр» та «матеріал–черв'як».

Продуктивність зони живлення значною мірою залежить від співвідношення сил тертя полімеру по черв'яку й стінці циліндра, які у свою чергу залежать від площі поверхні черв'яка й циліндра, які контактують з полімером, і коефіцієнтів тертя по черв'яку й стінці циліндра [20]. З метою її збільшення намагаються різними шляхами коефіцієнт тертя пари «матеріал–циліндр» підвищити, а пари «матеріал–черв'як» – зменшити.

Через зростання тиску в зоні живлення збільшується і витрата потужності на подолання сил тертя. Енергетичний баланс екструдерів з жорсткою характеристикою показує, що витрата потужності в зоні живлення становить від 10 до 50 % потужності привода [27, 28]. При цьому для запобігання передчасного утворення плівки розплаву в цій зоні її інтенсивно охолоджують.

Створення високоефективного обладнання потребує проведення додаткових теоретичних та експериментальних досліджень процесів, що проходять в екструдері, серед яких одним з найменш досліджених є поведінка полімерних гранул у зоні завантаження [29, 30].

Багато авторів, наприклад [20, 21], зазначають, що неізотермічність процесів, що проходять у зоні живлення, впливає як на значення коефіцієнтів тертя, так і на характер розподілу сил тертя і процес живлення в цілому. Тертя між перероблюваним матеріалом і робочими органами екструдера відіграє принципову роль як чинник, що створює умови для транспортування й нагрівання матеріалу [31, 32]. Також від точності врахування коефіцієнтів тертя та співвідношення між коефіцієнтами тертя оброблюваного матеріалу по черв'яку та циліндру залежить успішне проектування нового обладнання,

оскільки в поєднанні з іншими чинниками вказані співвідношення визначають конструкцію черв'яка, тиск, температурний режим переробки, продуктивність і витрати потужності.

Одним з методів дослідження процесів, що проходять у технологічному обладнанні, є числове моделювання. Розрахункові експерименти часто застосовуються на сучасному етапі розвитку науки через їхню економічну привабливість порівняно з натурними експериментами. Тому далі розглянемо існуючі математичні моделі, що використовуються для опису процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною.

### 1.3. Моделювання обладнання та процесу живлення одночерв'ячного екструдера полімерною сировиною

Полімер у зоні живлення перебуває у твердому стані. Під час руху полімеру вздовж робочого каналу в цій зоні відбувається його ущільнення, розігрів і поступово зростає тиск внаслідок тертя полімеру по поверхнях черв'яка й циліндра. В основу багатьох теоретичних праць, присвячених дослідженню процесу живлення, закладено фізичну модель, розроблену в працях [10–21, 33–36], у якій передбачається, що під час руху гранул полімеру вздовж робочого каналу ущільнені частинки не зміщуються одна відносно одної, оскільки сили внутрішнього тертя полімеру значно перевищують сили тертя полімеру по сталі, і рухаються як суцільна еластична стислива пробка (суцільне середовище) за рахунок відповідного співвідношення сил сухого тертя полімеру по стінці циліндра й черв'яку. Математичні моделі, що описують таких рух, зазвичай використовують плоскопаралельну модель процесу з нерухомим черв'яком і обертовим циліндром, що розгорнуті на площину [20, 21]. При цьому беруть такі припущення:

- черв'як вважається нерухомим;
- циліндр обертається з лінійною швидкістю, яка за величиною дорівнює швидкості черв'яка, а за напрямком – протилежна їй;
- не враховується кривизна робочого каналу.

Продуктивність зони живлення становить [21]

$$G = \rho_0 \left\{ \frac{\pi}{4} [D^2 - (D - 2H)^2] - \frac{EH}{\operatorname{tg}\varphi} \right\} \pi D n \frac{\operatorname{tg}\omega \operatorname{tg}\varphi}{\operatorname{tg}\omega + \operatorname{tg}\varphi}. \quad (1.1)$$

Зростання тиску від  $P_1$  до  $P_2$  у виділеному елементі довжини зони живлення  $\Delta L$  визначають за залежністю

$$P_2 = P_1 \exp\left(\frac{\pi D f_u K_p \Delta L}{bH} A\right), \quad (1.2)$$

де

$$A = \cos(\omega + \varphi) - f_q \sin(\omega + \varphi) - \frac{f_q (D - 2H)}{f_u D}.$$

У наведених залежностях  $\rho_o$  – насипна маса полімеру,  $\text{кг/м}^3$ ;  $D$  – діаметр черв'яка, м;  $H$  – глибина каналу (нарізки), м;  $E$  – ширина гребеня витка, м;  $n$  – частота обертання черв'яка,  $\text{с}^{-1}$ ;  $\omega$  і  $\varphi$  – кути, що визначаються напрямом вектора швидкості руху полімеру;  $f_{\text{ц}}$ ,  $f_{\text{ч}}$  – коефіцієнти тертя полімеру по циліндру й черв'яку, відповідно;  $b=(S-E)\cos\varphi$  – ширина каналу черв'яка, м;  $K_p$  – коефіцієнт бічного тиску (при цьому для екструдерів з «жорсткою» характеристикою, тобто за наявності поздовжніх канавок на внутрішній поверхні циліндра, вводять поняття еквівалентного коефіцієнта тертя полімеру по циліндру  $k'_{\text{ц}}$  [12, 37–38]).

Коефіцієнт бічного тиску  $K_p$  враховує анізотропію тиску, яка полягає в тому, що осьовий тиск нерівномірно передається на поверхні черв'яка й циліндра внаслідок дії сил внутрішнього тертя сипкого матеріалу (тобто тертя в масі полімерних частинок). Чисельно коефіцієнт бічного тиску дорівнює відношенню тиску на бічні поверхні робочого каналу до осьового тиску. Експериментальні виміри показують, що в статичних умовах значення коефіцієнта бічного тиску становить 0,3–0,4, але в динамічних умовах (під час обертання черв'яка) значення  $K_p$  зростає до одиниці [21].

Розв'язання рівнянь (1.1) і (1.2) з відповідними початковими та граничними умовами дає змогу розрахувати процес живлення, але для одержання потрібної точності необхідна й відповідна точність функцій, що описують залежність коефіцієнтів тертя, бічного тиску, стисливості гранул та інші, які далеко не завжди є в наявності при проектних розрахунках. Оскільки коефіцієнти тертя та бічного тиску входять у показник експоненти рівняння (1.2), то їх невелика зміна спричинює значну зміну обчислюваного тиску. До цього потрібно додати, що на характер зміни тиску також впливають і процеси в наступних зонах плавлення, гомогенізації та екструзійній головці. Тому розв'язання системи зазначених рівнянь дає змогу тільки якісно оцінити вплив окремих чинників на процес живлення [21].

Потужність в зоні живлення витрачається на подолання сил тертя, при цьому величини питомих теплових потоків на границях «полімер–циліндр» і «полімер–черв'як» обчислюють через коефіцієнти тертя  $f_{\text{ц}}$ ,  $f_{\text{ч}}$  і бічного тиску  $K_p$  [35]. Відповідно зазначені величини впливатимуть і на температурне поле полімеру.

Розв'язання математичної моделі числовими методами з використанням припущень ступеневої апроксимації дозволило зробити оцінку впливу низки чинників та обґрунтувати прийняті припущення [21].

На рис. 1.3 наведено характерні криві зростання тиску по довжині зони живлення, з яких видно, що на її початку підвищення тиску незначне й відбувається на досить значному відрізку довжини, а його основне зростання відбувається наприкінці зони. Також є очевидним, що конструкція наступних функціональних зон та опір формувальної головки впливатимуть на характер зміни тиску.

Зміна тиску в цих зонах спричинює зміну тиску на виході зони живлення, що здійснюється в певних межах за рахунок зміни довжини області низького

тиску і відповідного збільшення тиску по координаті  $L$  у бік завантажувальної горловини, якщо опір збільшується, або в бік зон плавлення й гомогенізації, якщо опір цих зон зменшується.

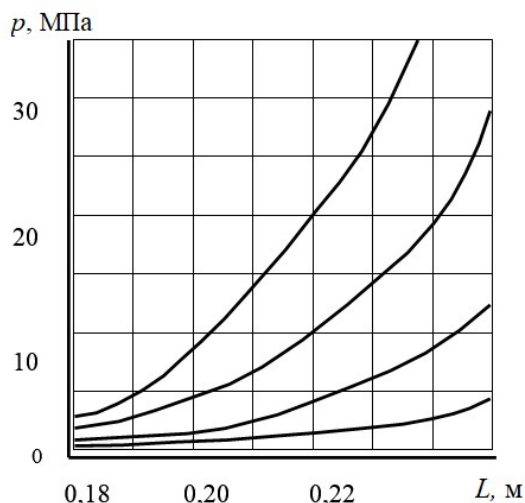


Рис. 1.3. Криві зростання тиску по довжині зони живлення [21]

Таке саморегулювання можливе тому, що основне зростання тиску відбувається на невеликій, порівняно з довжиною зони живлення, ділянці, і утворена ущільнена полімерна пробка має можливість рухатися вздовж циліндра.

Обчислені за формулою (1.1) залежності питомої продуктивності  $G_n$  від відношення коефіцієнтів тертя  $F = f_{\text{ц}}/f_{\text{ч}}$  наведені на рис. 1.4.

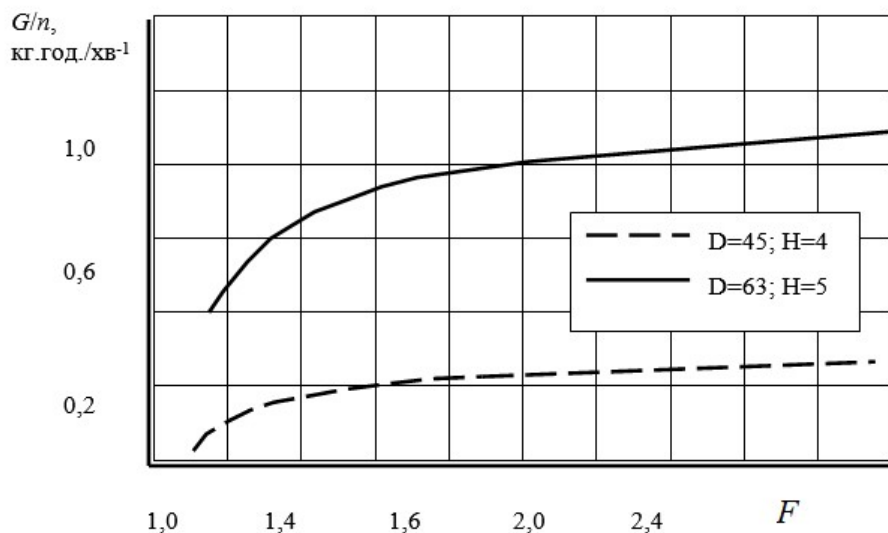


Рис. 1.4. Криві залежності питомої продуктивності від відношення коефіцієнтів тертя [21]

Питома продуктивність суттєво залежить від цього відношення при малих його значеннях, а при збільшенні  $F$  ця залежність зменшується та асимптотично прямує до певного значення. Таким чином, для збільшення питомої продуктивності і стабілізації процесу подачі потрібно зменшувати коефіцієнт тертя  $f_{\text{ч}}$  і відповідно збільшувати  $f_{\text{ц}}$ .

У працях [39–41] процес живлення розглядається як процес руху матеріалу в транспортних черв'яках. Проте транспортні черв'яки мають розмір

каналу не менше десяти еквівалентних діаметрів гранул полімеру, також у них відбувається рух матеріалу з неповним заповненням витків, на відміну від зони живлення, в якій полімер рухається в замкненому та щільно заповненому каналі, розміри якого зазвичай складають 2–4 еквівалентні діаметри гранул [3]. Також на процеси, що проходять у зоні живлення, впливають наступні за нею зони плавлення, гомогенізації та формувальна головка, що створюють опір на виході зони.

У праці [42] розглянуто рух полімерних матеріалу в зоні живлення як окремих гранул. Проте аналіз виконано для ідеалізованих сферичних гранул однакового діаметра, причому висота робочого каналу не перевищує двох діаметрів гранул, що істотно звужує результати проведених досліджень.

Таким чином, найбільш застосований натепер підхід до аналізу зони живлення [14] дає змогу здійснити розрахунок процесу живлення, але для одержання достатньої точності необхідна відповідна точність функцій, що описують залежності коефіцієнтів тертя, бічного тиску, стисливості гранул тощо, які не лише не беруться до уваги, а й для більшості перероблюваних матеріалів просто відсутні.

#### **1.4. Моделювання статички і динаміки сипких матеріалів**

Оскільки оброблювані в зоні живлення черв'ячного екструдера полімерні матеріали є сипким середовищем, то принцип роботи зони живлення черв'ячного екструдера має ґрунтуватися на законах руху сипкого середовища в робочому просторі між черв'яком і корпусом екструдера. Тому розглянемо існуючі дослідження, що базуються на математичних моделях, які враховують статичку й динаміку сипких матеріалів.

Сипке середовище складається з великої кількості твердих частинок, які через взаємодію між собою безперервно втрачають механічну енергію й набувають її. За характером поведінки ці матеріали займають проміжне положення між рідинами та твердими тілами [43–44].

Багато особливостей поведінки сипких матеріалів пов'язані з тим, що на відміну від звичайних рідин, кінетична енергія матеріалу, тобто його гранульна температура, яка пов'язана з відносним рухом макроскопічних частинок, є змінною [45]. Також кожна гранула має низьке значення внутрішньої енергії, що не дає змоги їй самовільно рухатися, як у рідинах чи газах. Тому система частинок буде рухатися тільки в разі прикладення зовнішньої сили.

У працях [46–47] представлено методологію визначення реологічних властивостей сипких матеріалів і проаналізовано їхні властивості, які є критичними для оцінки текучості сипких матеріалів, наведено сучасні методи вимірювання цих властивостей тощо.

Найчастіше питання статички сипких середовищ розглядається на прикладі кута природного укосу (КПУ), значення якого використовується як зручний для вимірів параметр, що характеризує поведінку матеріалу в стані спокою [64], а саме внутрішній коефіцієнт тертя матеріалу.

Питанню визначення КПУ присвячено праці [45, 48], у яких розглянуто методи проведення експериментальних досліджень, проаналізовано особливості та недоліки методів, наведено результати вимірів.

Дослідження руху сипкого середовища є складним і потребує вирішення комплексу питань.

У праці [49] рух гранул поділяють на три основні режими:

1) квазістатичний режим, коли сипкий матеріал майже не рухається й можна знехтувати силами інерції. Тут виправдано використання пластичних моделей механіки суцільного середовища;

2) газоподібний режим руху, коли основна сила, яка діє на частинки – це сила взаємодії з середовищем (наприклад, рух пилу в газовому потоці), а контактною взаємодією між частинками нехтують. У цьому разі кінетична теорія, подібна до кінетичної теорії газів, адекватно описує даний режим руху;

3) щільний рух гранул (проміжний між зазначеними режимами), прикладом якого є рух матеріалу в бункері або в каналах різного поперечного перерізу. Сипкий матеріал займає майже весь робочий об'єм, а взаємодія всередині нього обумовлена тертям і контактом між частинками. Рух матеріалу в цьому разі подібний до потоку рідини, але має певні особливості.

У працях [49–51] описано експериментальні й теоретичні дослідження щільного потоку сипкого середовища на таких прикладах (див. рис. 1.4): плоский зсув між паралельними пластинами; елемент Куетта – концентричний зсув, створений обертовим циліндром; вертикальний рух між двома пластинами; рух на похилій площині з утворенням вільної поверхні; рух на вільній поверхні гірки матеріалу; обертання барабана з сипким матеріалом.

Враховуючи особливості поведінки сипкого середовища (рис. 1.5), числове моделювання таких матеріалів потребує застосування нових або удосконалення відомих методів. Для математичного опису фізичних полів статички й динаміки сипких матеріалів широкого застосування дістали три моделі: модель механіки суцільного середовища (як суміші твердих частинок та газу з ефективними властивостями), багатофазна модель Ейлера, а також дискретна модель.

При використанні моделі механіки суцільного середовища система з великої кількості окремих частинок замінюється на суцільне, нерозривне середовище (континуум) і такі величини як швидкість і густина представляються як згладжені функції координат і часу. При цьому закон збереження постулюється для кожного з рівнянь збереження маси, лінійного й кутового руху, енергії [64, 52].

При використанні багатофазної моделі Ейлера рух сипкого середовища розглядається як багатофазна динамічна система, що складається з твердих і рідких фаз [53–58]. Для описання поведінки цієї системи використовується наближення системи рівнянь Ейлера. Найбільш поширеним підходом при математичному моделюванні твердої фази є її опис за допомогою кінетичної теорії потоку гранул.

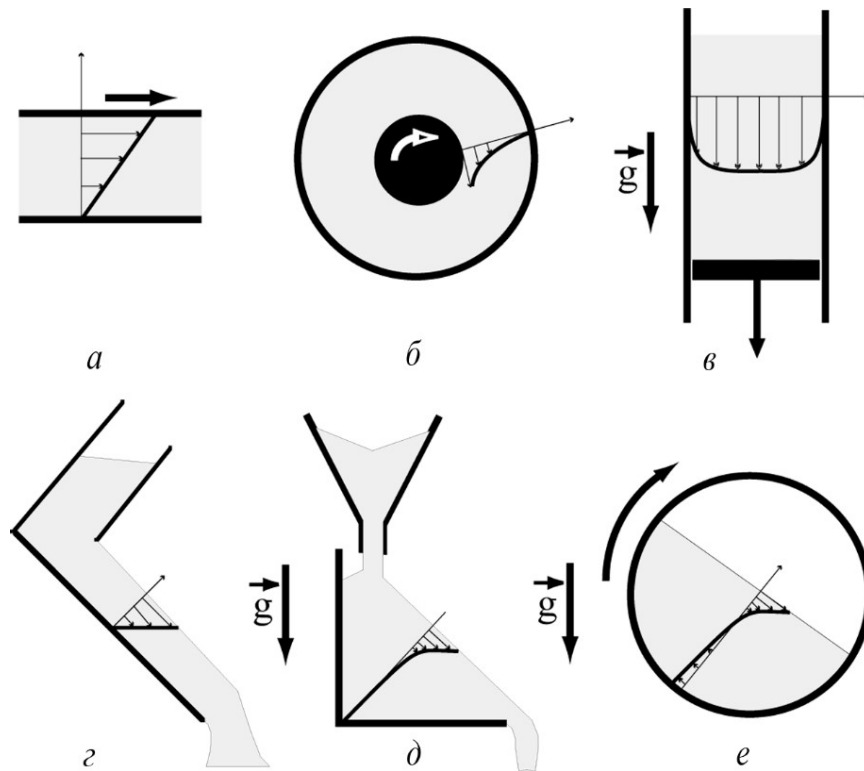


Рис. 1.5. Приклади щільного руху сипкого матеріалу [51]: *а* – плоский зсув між паралельними пластинами; *б* – концентричний зсув; *в* – вертикальний рух між двома пластинами; *г* – рух на похилій площині з утворенням вільної поверхні; *д* – рух на вільній поверхні гіркі матеріалу; *е* – обертання барабана з сипким матеріалом

Дискретна модель руху сипкого матеріалу є найбільш адекватною моделлю з точки зору механіки сипкого середовища. За цього підходу розглядається рух кожної окремої частинки та її взаємодія з усіма сусідніми частинками та границями розрахункової області. Цей метод отримав назву Методу Молекулярної Динаміки або Методу Дискретного Елемента (МДЕ). Метод був запропонований та описаний у працях таких авторів як Cundall & Starck, Haff, Herrmann, Walton та ін. [59–65].

В основі МДЕ лежить баланс механічного руху частинки сипкого матеріалу:

$$\begin{cases} m_i \frac{d\mathbf{v}_i}{d\tau} = \mathbf{F}_i; \\ I_i \frac{d\boldsymbol{\omega}_i}{d\tau} = \mathbf{T}_i, \end{cases} \quad (1.3)$$

де  $m_i$  – маса частинки  $i$ , кг;  $\mathbf{v}_i$  – вектор лінійної швидкості центра маси частинки  $i$ , м/с;  $I_i$  – момент інерції частинки  $i$ , кг·м<sup>2</sup>;  $\boldsymbol{\omega}_i$  – вектор кутової швидкості частинки  $i$ , рад/с;  $\mathbf{F}_i$  – сумарна зовнішня сила, що діє на частинку  $i$ , Н;  $\tau$  – час, с;  $\mathbf{T}_i$  – сумарний зовнішній крутний момент, що діє на частинку  $i$ , Н·м.

Система рівнянь (1.3) інтегрується за часом з відповідними початковими та граничними умовами, у результаті чого визначаються прискорення, швидкість і переміщення кожної частинки.

Застосування МДЕ потребує значних розрахункових потужностей, але сучасний стан комп'ютерної техніки та можливості паралельних обчислень роблять можливим його застосування для розрахунків повномасштабних промислових процесів та обладнання. У праці [66] наведено приклади застосування МДЕ для таких задач як транспортування, класифікація, перемішування, дозування тощо.

Для використання вищеописаних математичних моделей у числових дослідженнях необхідним є попереднє дослідження коефіцієнтів тертя і бічного тиску оброблюваних матеріалів. Тому експериментальне вивчення залежностей вказаних коефіцієнтів від конструктивно-технологічних параметрів процесу екструзії в умовах, наближених до експлуатаційних, є важливим питанням.

### **1.5. Вплив триботехнічних властивостей полімерної сировини на роботу зони живлення одночерв'ячного екструдера**

Розглянемо існуючі дослідження триботехнічних властивостей полімерної сировини та вплив на них таких параметрів як навантаження, температура та швидкість рухомого робочого органу, які є найважливішими параметрами, які впливають на технологічний процес переробки [4, 10–12].

При проведенні більшості писаних нижче досліджень для отримання значень коефіцієнтів тертя використовується загальновідомий закон: тертя для подолання руху тіла – сила тертя ковзання, пропорційна нормальному навантаженню [67–69].

Автори [70] наводять результати досліджень динамічного коефіцієнта тертя для декількох типів поліетилену залежно від температури, тиску та швидкості. З результатів видно збільшення коефіцієнтів тертя при збільшенні швидкості, зменшення при збільшенні тиску та складну залежність від температури. Недоліком проведених досліджень є отримання розрахункових значень температури, отриманих розв'язанням рівнянь передачі теплоти в стаціонарному режимі, а не безпосереднім вимірюванням. Крім того, досліди проводились для суцільного зразка полімеру.

Автори [71] провели дослідження коефіцієнтів тертя політетрафторетилену та композитів на його основі по металу за нормальних умов та отримали спадну залежність для коефіцієнта тертя при збільшенні навантаження. Аналогічні результати отримані авторами [72]. В обох випадках дослідження також було проведено для суцільних зразків матеріалу.

Автори праць [73, 74] наводять загальний характер залежності коефіцієнта тертя від нормального навантаження та температури для більшості відомих полімерних матеріалів. Вони вказують, що під час тертя полімерів контакт є частково пружним і частково пластичним з переважанням першого за малих навантажень і останнього за збільшення навантажень, а залежність коефіцієнтів тертя від температури змінюється по-різному залежно від зміни фізико-механічних властивостей полімерів.

Автори [75] провели дослідження з метою визначення статичних і динамічних коефіцієнтів тертя поліетилену низького тиску в діапазоні

температур 20...50 °С. Дослідження проводилось для зразків у вигляді частин полімерних труб. З одержаних результатів видно, що динамічний коефіцієнт тертя хоча й досягає значень статичного, проте не перевищує його, при цьому значення коефіцієнтів тертя збільшуються до 40 °С, а далі зменшуються. Проте проведених досліджень недостатньо для отримання повної картини залежності коефіцієнтів тертя від температури, що зазначають самі автори. Недоліком досліджень також є занадто вузький діапазон використовуваних температур і проведення досліджень лише для одного виду полімерного зразка.

У праці [76] описано наявність взаємозв'язку між залежностями температури, навантаження та швидкості руху на коефіцієнт тертя для різних полімерних матеріалів. Зазначено, що отримані залежності є складними, також наведено залежність коефіцієнтів тертя полімеру від стану контактної металевої поверхні. Зазначено, що теплота, яка виділяється за високого тиску та швидкості, може підвищувати температуру поверхні ковзання полімеру до значень, більших за температуру контактної металевої поверхні, внаслідок чого полімер починає плавитись за температури поверхні металу, значно меншої, ніж термодинамічна температура склування полімеру.

Відповідні дослідження були проведені й для гранульованих полімерів, наприклад автори [77] виявили вплив тиску, температури та швидкості поліпропіленових гранул, а також форми гранул, на коефіцієнт тертя між ними й металевою поверхнею, єдиної закономірності для різних типів гранул не було виявлено і в кожному випадку потрібно проводити окремі дослідження.

Також результати дослідження з використанням гранульованого полімеру наведено в праці [78]. При цьому показано вплив ефекту вибраних гранулометричних властивостей на основні параметри екструзії. Також зазначено, що найбільш ефективним процес стає при використанні гранул, у яких довжина наближається до діаметра гранули, однак дослідження було проведено тільки для пластифікованого полівінілхлориду.

Автори [79] провели дослідження тертя та плавлення полімерної стружки з політетилентерафталату на установці, що імітує собою канал екструдера, залежно від температури поверхні, швидкості обертання рухомої поверхні, прикладеного навантаження та ширини зразка, також було визначено об'ємну густину матеріалу як функцію тиску за декількох значень температури попереднього нагріву. Показано зростаючу залежність коефіцієнта тертя при підвищенні температури поверхні від 75 до 175 °С, тиску 6,89 МПа та швидкості обертання 55,9 см/с. За температури 175 °С відбувається механічне плавлення (пластифікація), при подальшому збільшенні температури до 225 °С полімер розплавляється з утворенням плівки розплаву. При зміні швидкості обертання від 0 до 0,1 м/с за стабільної температури 121 °С і тиску 6,89 МПа коефіцієнт тертя дещо зростає від 0,35 до 0,5, а при зміні тиску у межах 0–10 МПа коефіцієнт тертя майже не змінюється, залишаючись у межах 0,4–0,5. Зазначені дослідження були проведені лише для одного виду полімеру у вигляді стружки, що майже не використовується для живлення екструдерів.

Таким чином, натепер відсутній єдиний підхід до визначення залежності коефіцієнта тертя гранульованих матеріалів від параметрів екструзії, що підтверджують й самі автори відповідних досліджень [80–83].

Найвні в літературі експериментальні дані носять найчастіше суперечливий характер, хоча в деяких випадках дають досить близький збіг з розрахунковими величинами, отриманими на підставі передумов тієї чи іншої теорії тертя. При цьому основні труднощі в зіставленні експериментальних даних різних авторів полягають у відсутності єдиної методики випробувань (форма й розміри взаємодіючих тіл, величина навантаження, швидкість ковзання, досліджувані матеріали, якість підготовки зразків тощо).

Теоретично, коефіцієнт тертя пропорційний нормальному навантаженню [73, 80–83]. Цей критерій виконується для деяких полімерів у певних умовах. Було проведено багато експериментів із змінними нормальними навантаженнями і в загальному випадку характер залежності коефіцієнта тертя від нормального навантаження має вигляд, наведений на рис. 1.6, з якого видно, що значення коефіцієнта тертя від навантаження має чітко виражений мінімум.

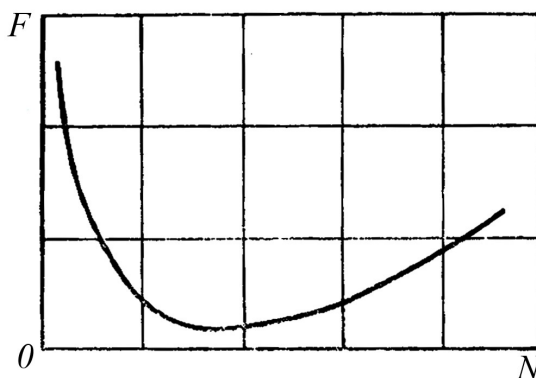


Рис. 1.6. Залежність коефіцієнта тертя від нормального навантаження [80]:  
 $F$  – коефіцієнт тертя,  $N$  – нормальне навантаження

Зазначений мінімум можна пояснити тим, що під час тертя полімерів контакт є частково пружним і частково пластичним з переважанням першого за малих навантажень і останнього за умови збільшення навантажень [80].

Згідно з дослідженнями [83] коефіцієнт тертя має бути незалежним від швидкості ковзання. Насправді коефіцієнт має тенденцію змінюватися залежно від швидкості ковзання. Залежність від швидкості важко передбачити, проте вона може вважатися стабільною за температури нижче температури склування. Для нормальних температур важко передбачити вплив швидкості, оскільки це залежить від в'язко-пружної поведінки полімеру.

За низьких швидкостей в'язкий опір збільшується для зростаючих швидкостей, але для більш високих швидкостей пружна деформація в місцях контакту найбільш виражена, і як наслідок, залежність від швидкості набуває спадного характеру [83]. Проведення досліджень з різною швидкістю є єдиним практичним методом спостереження за цією залежністю.

Тертя також має залежати від температури, оскільки в'язкопружність є найбільш характерною властивістю полімерів і пластмас [80–82]. Залежність коефіцієнтів тертя від температури буде змінюватися по-різному залежно від

зміни механічних властивостей пластмас, їхньої твердості, в'язкості та опору зрізу і в загальному випадку має вигляд, наведений на рис. 1.7.

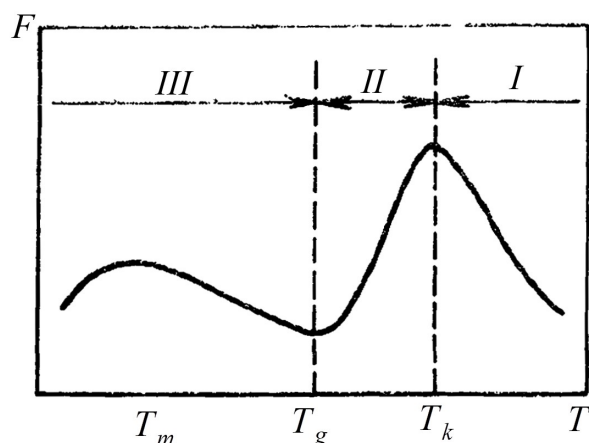


Рис. 1.7. Залежності коефіцієнта тертя від температури: I, II, III – зони, що характеризують стан полімеру;  $F$  – коефіцієнт тертя,  $T_m$ ,  $T_g$ ,  $T_k$  – температури текучості, склування та кристалізації, відповідно

Крива (див. рис. 1.7) поділяється на три зони, що відповідають високоеластичному стану полімеру (I), перехідній області (II) і склоподібному стану (III) [80]. За високих температур у зоні I тертя зі зниженням температури зростає, набуваючи максимальних значень за температури кристалізації  $T_k$ . У зоні II сила тертя при переході від високоеластичного до склоподібного стану зменшується і в зоні III проходить вдруге через максимум за температури текучості  $T_m$ . Таким чином, на кривій залежності сили тертя від температури наявні два максимуми: основний в області склування та низькотемпературний в склоподібному стані. Автори [73, 80] зазначають, що головним механізмом тертя полімерів у високоеластичному стані по гладких поверхнях є адгезійний, що пов'язано з механічними втратами в молекулярному поверхневому шарі полімеру. Цей же механізм тертя являється основним і для пластмас вище за температуру склування.

При переході полімеру з високоеластичного стану в склоподібний відбувається перехід до другого механізму тертя. Роль механічних втрат при об'ємному деформуванні поверхневих шарів полімеру зростає і внесок об'ємно-механічної складової при наближенні до температури склування  $T_g$  стає порівняним із внеском адгезійної складової. У склоподібному стані сила тертя складається з адгезійної складової та об'ємно-механічної складової, пов'язаної з об'ємними механічними втратами в поверхневих шарах полімеру.

Оскільки полімери мають в'язко-пружні властивості, вони чутливі до нагрівання в процесі тертя. У процесі екструзії нагрівання полімеру відбувається з боку поверхонь тертя – циліндра й черв'яка. Температура впливає на утворення й розрив адгезійних зв'язків, а отже й на коефіцієнт тертя. У загальному випадку значення коефіцієнта тертя зростає за температури вище температури склування [83].

Таким чином, для адекватного аналізу процесу екструзії полімерних матеріалів необхідне проведення досліджень триботехнічних властивостей гранульованих полімерних матеріалів.

## **1.6. Дослідження процесу тертя полімерних матеріалів**

Розглянемо існуючі конструкції установок, що дають змогу досліджувати трибологічні властивості полімерних матеріалів та їх залежність від основних параметрів процесу зони живлення екструдера.

У праці [84] пропонується визначати коефіцієнт тертя полімеру за допомогою експериментальної установки, в якій полімерний диск обертається разом зі столом і притискається контактним зразком із заданим зусиллям, що створюється важелем. Силу тертя вимірюють тензодатчиком, встановленим на столі. Коефіцієнт тертя визначають як відношення сили тертя ковзання до нормальної складової зусилля між тілами.

Зазначена конструкція дає змогу вимірювати коефіцієнт тертя залежно від часу, протягом якого відбувається тертя, і нормального зусилля, проте не забезпечує визначення залежності коефіцієнта тертя від температури й не придатна для дослідження гранульованого полімерного матеріалу.

Установка [85] дає змогу проводити вимірювання коефіцієнта тертя та стирання матеріалу, при цьому є можливість регулювання моменту тертя, сумарного лінійного зношування зразка й контрзразка, а також температури в зоні їх контакту. У той же час установка також не забезпечує можливість дослідження гранульованого полімерного матеріалу.

В установці [86] перший зразок матеріалу встановлюється між двома плитами із зразків другого матеріалу із використанням тензометричного мосту, при цьому матеріал зразків може відрізнятись. Під час досліджень відбувається одночасне притискання першого зразка між плитами другого, та рух першого зразка вздовж поверхні плит другого зразка за допомогою додаткового тензометричного зразка. Дані щодо отриманих деформацій матеріалу приймаються на реєструючий прилад, підключений до монітора комп'ютера, та відображаються в реальному часі у вигляді графіків. Коефіцієнт тертя встановлюють як відношення притискного зусилля між плитами другого зразка до зусилля, що виникає під час зрушення першого зразка. Недоліком методу є відсутність можливості визначення залежності коефіцієнта тертя від температури, а також використовувати зразки у вигляді гранул.

В установці [87] полімерний зразок у вигляді циліндра встановлюється в тримач, зверху притискається металевим контрзразком, виконаним у вигляді обертового диска з можливістю обертання. Зусилля притискання та крутний момент є регульованими. Датчики температури, навантаження та крутного моменту дають змогу визначити потрібні параметри та розрахувати коефіцієнт тертя. Недоліком методу є неможливість регулювання температури під час досліджень та використання гранульованого матеріалу.

Автор [42] пропонує вимірювати коефіцієнт тертя на установці, що складається з нерухомої металевої пластини, по якій рухається порожнистий

металевий циліндр без днища, з'єднаний з чашею для вантажу ниткою, перекинutoю через блок. Під час роботи в циліндр засипається гранульований матеріал так, щоб циліндр не мав контакту з пластиною. На вільну поверхню гранульованого матеріалу встановлюється металева рамка з набором притискних пластин, після чого на чашу поступове накладають вантаж до початку моменту руху. Коефіцієнт тертя визначають як відношення маси вантажу в чаші до маси притискних пластин. Установка дає змогу використовувати для вимірювань гранульовані матеріали, проте має обмеження щодо максимального навантаження до 0,14 МПа та незручна у використанні через відсутність контролю руху циліндра після його зрушення з місця.

У тій самій праці [42] пропонується установка (рис. 1.8), конструкція якої є найбільш досконалою із існуючих, оскільки забезпечує створення умов, наближених до реальних у екструзійному обладнанні.

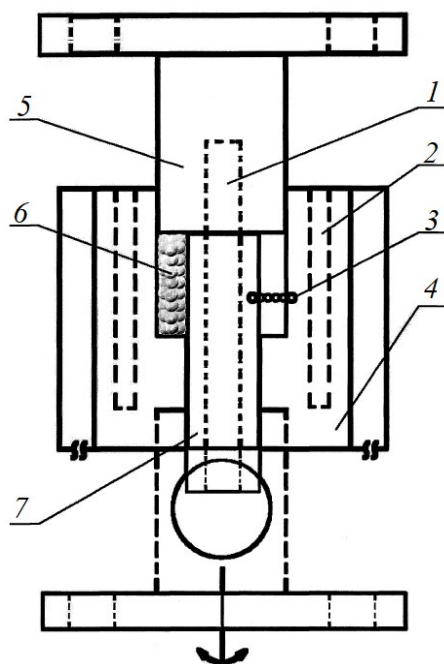


Рис. 1.8. Схема установки [42]: 1 – нагрівник внутрішній; 2 – нагрівник зовнішній; 3 – місце для термометра; 4 – циліндр; 5 – пуансон; 6 – сипкий матеріал; 7 – полий стрижень

Установка складається із сталевого циліндра 4, всередині якого встановлено полий стрижень 7, у кільцевому просторі для сипкого матеріалу 6 між ними переміщується сталевий пуансон 5. Пуансон 5 і стрижень 7 мають отвір під нагрівник 1, також у стрижні 7 поблизу його зовнішньої поверхні встановлено термометр для вимірювання температури внутрішньої поверхні гранульованого матеріалу 6. Циліндр 4 також має встановлені нагрівники й термометри. Пристрій встановлюється на машині, де досліджуваний матеріал може одночасно піддаватися переміщенню та керованому стискальному зусиллю до 40 МПа. Для імітації руху черв'яка циліндр 4 виконано з можливістю циклічного обертання.

Установка дає змогу проводити вимірювання густини, температури, тиску та крутного моменту під час ущільнення та розплавлення твердого шару матеріалу та має широкий діапазон регульованого навантаження, проте

малопридатна для вимірювань коефіцієнта тертя гранульованого матеріалу до початку його розплавлення, оскільки під час проведення відповідних досліджень допускається, що тиск у гранульованому середовищі розповсюджується у всі сторони однаково, як у рідині, що є принциповою помилкою. Також існує ймовірність, що обертання пуансона з циліндром призведе до обертання матеріалу відносно поверхні циліндру, що не відповідає поведженню гранул полімеру в каналі екструдера.

Отже, наявні конструкції установок для дослідження триботехнічних властивостей полімерних матеріалів придатні для аналізу лише монолітних зразків, а не сипких матеріалів. Також відсутня єдина методика для експериментального визначення коефіцієнтів зовнішнього тертя й бічного тиску сипких матеріалів, передусім гранульованих полімерних матеріалів.

### **1.7. Висновки до розділу 1 і завдання досліджень**

На основі наведеного огляду та аналізу сучасного стану досліджень процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною можна зробити такі висновки.

1. Полімери застосовуються майже в усіх сферах виробництва й споживання, при цьому обсяги виробництва та споживання продукції з полімерних матеріалів стабільно зростають. Суттєве збільшення виробництва полімерних матеріалів потребує створення високопродуктивного, ресурсо- та енергоефективного обладнання для їх перероблення, найбільш ефективним та універсальним з якого є екструзійне обладнання, зокрема черв'ячні екструдери.

2. Під час роботи екструдера матеріал у вигляді сипкого середовища (зазвичай гранул) рухається вздовж черв'яка, плавиться, переміщується та видавлюється крізь формувальну головку, послідовно проходячи через функціональні зони живлення, плавлення й гомогенізації. Черв'як, циліндр і полімер у процесі роботи утворюють складку динамічну трибосистему, характеристики якої змінюються по довжині черв'яка. Залежності процесів тертя в цій системі, зокрема в зоні живлення, є змінними і визначаються комплексом чинників: технологічними умовами переробки (тиск, температура, частота обертання черв'яка), фізико-механічними, теплофізичними та реологічними властивостями полімеру, властивостями матеріалу, стану поверхні та геометрії робочих органів.

Ефективність роботи екструдера значною мірою визначається процесами в зонах живлення та плавлення. Величина та співвідношення сил тертя, діючих у цих зонах на границі контакту матеріалу з циліндром і черв'яком визначають конструкцію черв'яка й циліндра, тиск і температурний режим переробки, продуктивність і витрати потужності.

3. Матеріал у зоні живлення черв'ячного екструдера є сипким середовищем у вигляді окремих твердих гранул, які можуть перекочуватись одна по одній, проковзувати, деформуватися тощо, що впливає на рух матеріалу відносно робочих органів екструдера. Проте більшість існуючих математичних моделей описує рух сипкого середовища в зоні живлення

черв'ячного екструдера як рух суцільного тіла, що не відповідає дійсності та знижує достовірність числових досліджень реальних процесів, що проходять у технологічному обладнанні.

Найбільш близьким до реальної поведінки полімерних гранул у робочому каналі черв'ячного екструдера є опис руху сипкого середовища на базі методу дискретного елемента, який полягає в дослідженні взаємодії окремої частинки з іншими частинками шару сипкого матеріалу та границями розрахункової області.

4. Для виконання відповідних числових розрахунків необхідне дослідження коефіцієнтів тертя й бічного тиску оброблюваних матеріалів та їх залежностей від конструктивно-технологічних параметрів зони живлення.

Дослідження триботехнічних властивостей полімерних матеріалів, що необхідні для проведення числових розрахунків, зазвичай проводяться для монолітних зразків, хоча від точності врахування коефіцієнта зовнішнього тертя та коефіцієнта бічного тиску сипкого матеріалу залежить точність проектування екструзійного обладнання для переробки полімерної сировини.

Також дослідження коефіцієнта зовнішнього тертя гранульованих полімерів проводяться з використанням певних спрощених моделей руху матеріалу в черв'ячному екструдері, а дослідження коефіцієнта бічного тиску майже відсутні, тому наявних даних недостатньо для аналізу поведінки гранульованого полімеру в процесі переробки.

5. Відсутня єдина методика для експериментального визначення зазначених коефіцієнтів зовнішнього тертя й бічного тиску, а більшість існуючих установок для визначення триботехнічних властивостей не дають змоги проводити дослідження саме для гранульованих полімерних матеріалів.

Таким чином, з вищезазначеного випливає актуальність проведення дослідження руху гранульованих полімерних матеріалів у зоні живлення черв'ячного екструдера та його впливу на конструктивно-технологічні параметри зазначеної зони, що необхідно для проектування високоефективного екструзійного обладнання.

## 2. МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ РУХУ СИПКОГО МАТЕРІАЛУ

### 2.1. Математична модель дискретного опису руху сипкого матеріалу

Як було зазначено в п. 1, найбільш близькою до реальної поведінки полімерних гранул є рух сипкого середовища, що розглядається на базі методу дискретного елемента (МДЕ).

В основі МДЕ лежить баланс механічного руху частинки сипкого матеріалу у лагранжевій системі відліку:

$$\begin{cases} m_i \frac{d\mathbf{v}_i}{dt} = m_i \mathbf{b} + \sum_{j=1}^k \mathbf{F}_{ij}; \\ I_i \frac{d\boldsymbol{\omega}_i}{dt} = \sum_{j=1}^k (\mathbf{T}_{ij} + \mathbf{M}_{ij}), \end{cases} \quad (2.1)$$

де  $m_i$  – маса, кг;  $t$  – час, с;  $i$  – індекс частинки, відносно якої розглядається система рівнянь (2.1);  $\mathbf{v}_i$  – вектор лінійної швидкості центра маси частинки, м/с;  $I_i$  – момент інерції, кг·м<sup>2</sup>;  $\boldsymbol{\omega}_i$  – вектор кутової швидкості, рад/с;  $\mathbf{b}$  – вектор масової сили, Н/кг;  $\mathbf{F}_{ij}$  – зовнішня сила, що діє на частинку  $i$  через контакт з частинкою  $j$ , Н;  $j$  – індекс частинок, що перебувають у контакті з частинкою  $i$ ;  $k$  – кількість частинок, що перебувають у контакті з частинкою  $i$ ;  $\mathbf{T}_{ij}$  – зовнішній крутний момент, пов'язаний з контактною взаємодією частинок  $i$  та  $j$ , Н·м;  $\mathbf{M}_{ij}$  – момент опору коченню, Н·м.

Для опису контактної взаємодії між частинками в МДЕ можуть прийматися різні формулювання. Найчастіше зустрічається в'язко-пружна модель Hertz–Mindlin [88], яка припускає, що частинки, що представляють собою сфери радіусом  $R_i$ , під час контакту не деформуються, а перекривають одна одну на величину  $\xi$ , утворюючи пляму контакту. Схему взаємодії частинок  $i$  та  $j$  між собою наведено на рис. 2.1.

Сумарна сила взаємодії між двома частинками розкладається на нормальну та тангенціальну складові  $\mathbf{F}_{n,ij}$ ,  $\mathbf{F}_{t,ij}$ , відповідно, які визначаються таким чином [64, 88]:

$$\mathbf{F}_{n,ij} = k_n \xi_n \mathbf{n} - \gamma_n \mathbf{v}_n,$$

$$\mathbf{F}_{t,ij} = -\min \{ k_t \xi_t \mathbf{t} - \gamma_t \mathbf{v}_t; \mu_s \mathbf{F}_n \},$$

де  $k_n = \frac{4}{3} E^* \sqrt{R^* \xi_n}$  – коефіцієнт пружності за нормальної контактної взаємодії, Н/м;  $E^* \rightarrow \left( \frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_i^2}{E_i} + \frac{1 - \nu_j^2}{E_j} \right)$  – ефективний модуль пружності,

Па;  $E$  – модуль пружності в разі одновісного розтягнення/стискання, Па;  $\nu$  – коефіцієнт Пуассона;  $R^* \rightarrow \left( \frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_j} \right)$  – приведений радіус частинок, м;  $\xi_n = R_i + R_j - (\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i) \cdot \mathbf{n}$  – відносне нормальне перекриття частинок під час контактної взаємодії, м;  $\gamma_n = -2\sqrt{\frac{5}{3}}\beta\sqrt{E^* m^*} \sqrt[4]{R^* \xi_n} \geq 0$  – коефіцієнт демпфування в нормальному напрямі до поверхні контакту, кг/с;  $\beta = \frac{\ln e_{ij}}{\sqrt{\ln^2 e_{ij} + \pi^2}}$  – безрозмірний коефіцієнт демпфування;  $e_{ij}$  – коефіцієнт реституції між матеріалами частинок  $i$  та  $j$ ;  $m^* \rightarrow \left( \frac{1}{m^*} = \frac{1}{m_i} + \frac{1}{m_j} \right)$  – приведена маса, кг;  $\mathbf{v}_{ij} = \mathbf{v}_i - \mathbf{v}_j + (R_i \boldsymbol{\omega}_i + R_j \boldsymbol{\omega}_j) \times \mathbf{n}$  – відносна швидкість у точці контакту частинок, м/с;  $\mathbf{v}_n = (\mathbf{v}_{ij} \cdot \mathbf{n}) \mathbf{n}$  – нормальна складова  $\mathbf{v}_{ij}$ ;  $\mathbf{v}_t = (\mathbf{n} \times \mathbf{v}_{ij}) \times \mathbf{n}$  – тангенціальна складова  $\mathbf{v}_{ij}$ ;  $\mu_s$  – коефіцієнт тертя ковзання;  $\xi_t = \int_{\tau_0}^{\tau} |(\mathbf{n} \times \mathbf{v}_{ij}) \times \mathbf{n}| d\tau$  – відносне тангенціальне перекриття частинок, що розпочалося в момент часу  $\tau_0$  і продовжується до поточного моменту часу  $\tau$ , м;  $\mathbf{t} = \frac{\mathbf{v}_t}{|\mathbf{v}_t|}$  – одиничний тангенціальний вектор;  $k_t = 8G^* \sqrt{R^* \xi_n}$  – коефіцієнт зсуву під час контактної взаємодії, Н/м;  $G^* \rightarrow \left[ \frac{1}{G^*} = \frac{2(2 + \nu_i)(1 - \nu_i)}{E_i} + \frac{2(2 + \nu_j)(1 - \nu_j)}{E_j} \right]$  – ефективний модуль зсуву, Па;  $\gamma_t = -4\sqrt{\frac{5}{3}}\beta\sqrt{G^* m^*} \sqrt[4]{R^* \xi_n} \geq 0$  – коефіцієнт демпфування в тангенціальному напрямі до поверхні контакту, кг/с.

Крутний момент, що діє на частинку, створюється тангенціальною силою  $\mathbf{F}_{t,ij}$  та визначається таким рівнянням

$$\mathbf{T}_{ij} = (R_i \mathbf{n}) \times \mathbf{F}_{t,ij}.$$

За відносного руху частинок також виникає момент опору коченню  $\mathbf{M}_{ij}$

$$\mathbf{M}_{ij} = -\mu_r k_n \xi_n R^* \frac{\boldsymbol{\omega}_i}{|\boldsymbol{\omega}_i|},$$

де  $\mu_r$  – коефіцієнт тертя кочення.

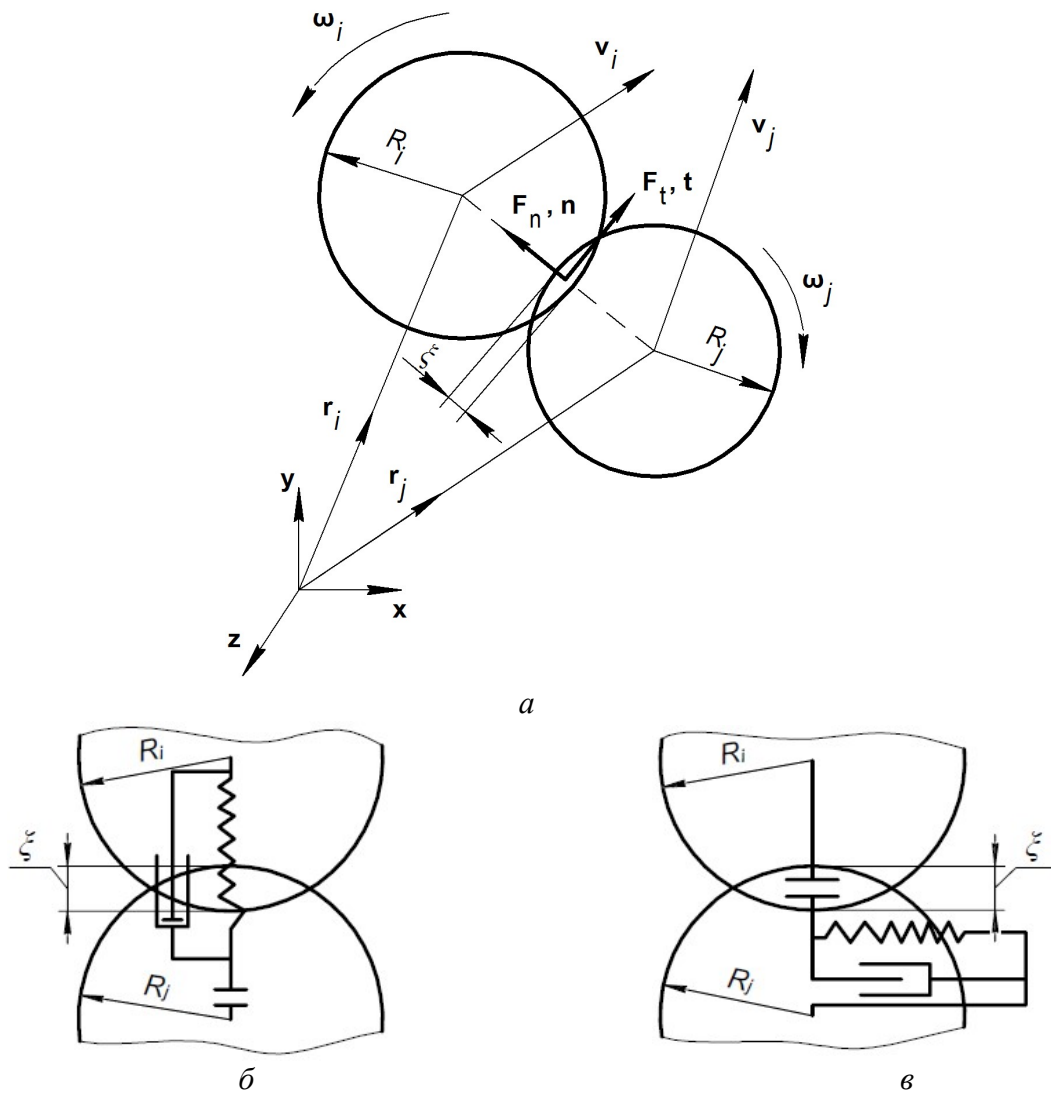


Рис. 2.1. Схема контакту двох сферичних частинок  $i$  та  $j$  [88]:  $a$  – векторна схема контакту:  $\mathbf{v}_i, \mathbf{v}_j$  – вектор швидкості центра маси частинок;  $\boldsymbol{\omega}_i, \boldsymbol{\omega}_j$  – вектор кутової швидкості;  $\mathbf{r}_i, \mathbf{r}_j$  – радіус-вектор;  $\mathbf{r}_i = \{x, y, z\}$ ;  $x, y, z \in \Omega_1$ ;  $\Omega_1$  – розрахункова область частинок;  $\mathbf{n}$  – одиничний нормальний вектор уздовж лінії, яка з’єднує центри частинок  $i$  та  $j$ ;  $\xi$  – нормальне перекриття частинок  $i$  та  $j$ ;  $b$  – схема пружної та  $c$  – схема в’язкої взаємодії між частинками

За початкові умови беруть початкові координати та початкову швидкість усіх частинок системи:

$$\begin{aligned} \mathbf{r}_i|_{t=0} &= \mathbf{r}_{i_0}, i = \overline{1, n}; \\ \mathbf{v}_i|_{t=0} &= \mathbf{v}_{i_0}, i = \overline{1, n}, \end{aligned}$$

де  $n$  – загальна кількість частинок у системі;  $\mathbf{r}_{i_0}$  – початковий радіус вектор для кожної частинки, м;  $\mathbf{v}_{i_0}$  – початковий вектор швидкості для кожної частинки, м/с.

Граничні умови для МДЕ при  $t > 0$ , описують взаємодію частинок з границями розрахункової області  $\Omega_1$ , рухомими та нерухомими стінками  $G \in \Omega_1$  всередині області:

– частинка перебуває в контакті зі стінкою  $g \in G$  геометрії розрахункової області; цей контакт розглядається аналогічно іншим контактам частинки, а сили взаємодії розраховуються з врахуванням того, що лінійна та кутова швидкості стінки є заданими:

$$\mathbf{v}_g = \text{const};$$

$$\boldsymbol{\omega}_g = \text{const}.$$

– частинка  $i$  перебуває за межами розрахункової області; вважається, що вона покидає систему та більше не бере участі в розрахунках

$$\mathbf{r}_i \notin \Omega_1 \rightarrow n-1.$$

Згідно з теорією МДЕ кожна частинка є фізичною точкою з постійними фізичними характеристиками, тобто із самої постановки впливає баланс маси системи. У результаті розв'язання дискретної задачі отримуємо траєкторії руху кожної окремої частинки в системі відліку Лагранжа, для чого система рівнянь (2.1) інтегрується за часом з відповідними початковими та граничними умовами та визначаються прискорення, швидкість та переміщення кожної частинки.

Для виконання відповідних числових розрахунків необхідним є попереднє дослідження коефіцієнтів тертя і бічного тиску оброблюваних матеріалів та їх залежностей від конструктивно-технологічних параметрів зони живлення екструдера.

Застосування МДЕ потребує значних розрахункових потужностей, але сучасний стан комп'ютерної техніки та можливості паралельних обчислень роблять можливим його застосування для розрахунків повномасштабних промислових процесів та обладнання. Прикладами програмних продуктів, що базуються на методі МДЕ та використовують в'язко-пружну модель Hertz–Mindlin, є LIGGGHTS [89] та EDEM [90].

Для проведення подальших досліджень обрано програмний продукт EDEM, оскільки він має більше можливостей з точки зору моделювання форми окремих гранул.

## 2.2. Моделювання форми полімерних гранул

Під час моделювання процесів руху сипкого матеріалу методом МДЕ необхідним є задання форми частинок матеріалу шляхом обрання форми однієї з частинок та подальшим вибором закону розподілу – фіксованого (всі частинки однакові), нормального (із заданою довірчою ймовірністю), випадкового (у певних межах) або визначеного користувачем (задається декілька груп частинок з чітко визначеними розмірами) [89–93]. При цьому серед усіх можливих тривимірних фігур, якими можна задавати форму окремої частинки, найбільш простою та ефективною є сфера, оскільки її форма не лише близька до форми реальної частинки, а й істотно зменшує час числового моделювання [94–95].

Проте в деяких випадках необхідним є моделювання неоднорідної форми частинок, наприклад у процесі живлення черв'ячного екструдера полімерною

сировиною або транспортування полімерних гранул, оскільки в таких процесах форма частинок істотно впливає на рух сипкого матеріалу. Найчастіше використовується метод мультисфер [90–91], за якого форма частинки апроксимується за допомогою сфер, що стикаються або перекривають одна одну. Перевагою цього методу є забезпечення наближення до фактичної форми частинки при збереженні розрахункової ефективності [90].

Для проведення експериментальних досліджень були відібрані гранули таких полімерів:

- поліетилен високої густини марки Marlex ННМ 5502ВН (ПЕВГ) [96];
- співполімер етилену з вінілацетатом (севілен) марки Kazan EVA 11104-030 (СЕВ) [97];
- полістирол марки Denka Styrol MW-1-301 (ПС) [98];
- полівінілхлорид марки SorVyl G 2171/9005 11/01 (ПВХ) [99].

Зазначені гранульовані полімери були відібрані тому, що вони широко використовуються у промисловості (див. розд. 1) та одночасно різняться між собою за розмірами, формою і фізикомеханічними характеристиками (що призводить до різних моделей поведінки). На рис. 2.2 наведено фотознімки досліджених гранул.



Рис. 2.2. Фотознімки полімерних гранул, що використовувались під час проведення експериментів: *a* – ПЕВГ; *б* – СЕВ; *в* – ПС; *г* – ПВХ

Зазначені полімери використовуються для усіх досліджень, описаних у цій роботі.

Для моделювання форми окремих полімерних гранул у програмі EDEM [90] методом мультисфер спочатку було виконано модель кожного виду полімеру окремо, потім виконано цю модель у вигляді декількох сфер, що перекривають одна одну (рис. 2.3), при цьому зовнішні розміри змодельованої гранули дорівнюють усередненому значенню розміру реальної гранули.

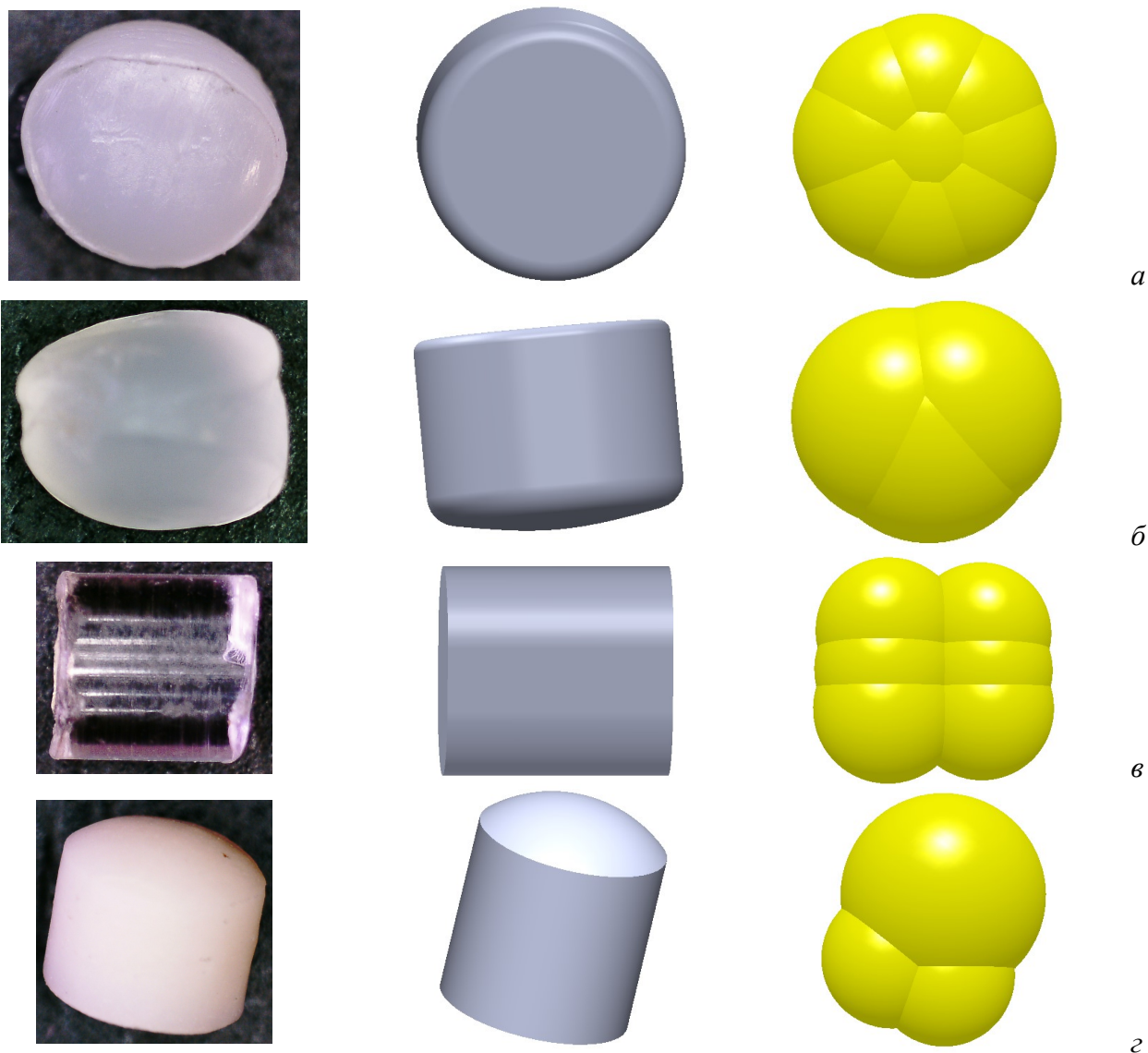


Рис. 2.3. Моделювання форми гранули, зліва направо для кожного полімеру: фото реальної гранули в електронний мікроскоп; побудова гранули у вигляді 3D об'єкту; моделювання гранули методом мультисфер: *a* – ПЕВГ; *б* – СЕВ; *в* – ПС; *г* – ПВХ

Для проведення подальших досліджень необхідним є верифікація поведінки змодельованих гранул порівняно з реальними. Цього можна досягти проведенням порівняння числового розрахунку та відповідного експерименту.

### 2.3. Верифікація числової моделі руху сипкого матеріалу

Для перевірки зв'язку між змодельованим матеріалом та реальною його поведінкою необхідно виконати калібрування форми окремої гранули та властивостей матеріалу (табл. 2.1) доти, поки не буде досягнута задана

відповідність між проведеними дослідженнями. Для цього було виконано два дослідження – формування кута природного укусу та дослідження руху потоку полімерних гранул на прикладі руху в шнековому живильнику.

*Таблиця 2.1. Фізикомеханічні характеристики полімерів, що були використані під час приведення досліджень [96–99]*

Характеристики полімеру	Тип полімерних гранул			
	ПЕВГ	СЕВ	ПС	ПВХ
Істинна густина, кг/м <sup>3</sup>	955	910	1040	1180
Ефективний модуль повздовжньої пружності, МПа	1250	1500	2850	2700
Ефективний коефіцієнт Пуассона	0,3			

Ефективний коефіцієнт Пуассона задано однаковим для всіх типів полімеру, оскільки в літературі відсутня інформація щодо його реальних значень для кожного типу полімеру окремо.

Розподіл розмірів гранул обрано на основі реальних зразків матеріалу і складає (відносно еквівалентного радіуса):  $\pm 7\%$  для гранул ПЕВГ та СЕВ і  $\pm 5\%$  для гранул ПВХ та ПС.

### **2.3.1. Формування кута природного укусу методами натурного та числових експериментів**

Формування кута природного укусу (КПУ) – одна з характерних властивостей сипких матеріалів (див. п. 1). На практиці значення КПУ використовується як найбільш простий і зручний з погляду вимірювання параметр, що може характеризувати поведінку порошків і сипких матеріалів. Величина КПУ залежить від багатьох чинників, зокрема від сил тертя, що виникають під час руху частинок матеріалу одна відносно одної, сил зчеплення між ними, розміру й форми окремих гранул, гранулометричного складу тощо.

У праці [100] наведено найбільш поширені способи вимірювання КПУ: спорожнення прямокутного короба с плоским дном; висипання матеріалу з бункера на горизонтальну поверхню або на циліндричну підставку; перемішування сипкого матеріалу у горизонтальному обертовому барабані. Також автори зазначених праць звертають увагу на те, що вимірювання КПУ для одних і тих самих матеріалів часто дає різний результат, тому рекомендують разом із отриманими результатами приводити опис методики вимірювання.

Для верифікації було проведено серію натурних вимірювань КПУ для досліджених полімерних матеріалів (див. рис. 2.2–2.3). Методика досліджень заснована на вимірюванні кута  $\theta$  між горизонтальною площиною і твірною конуса [101–102], що створюється сипким матеріалом у результаті його насипання на площину (рис. 2.4).

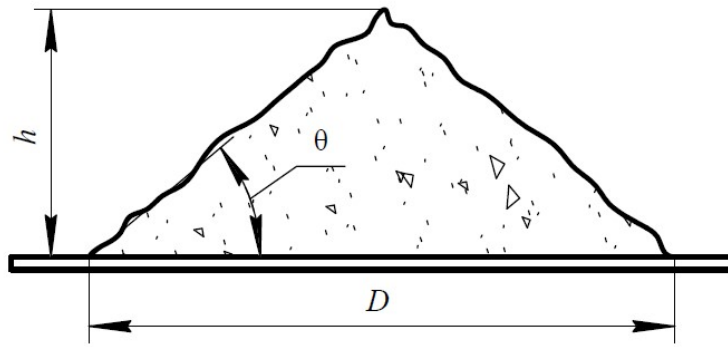


Рис. 2.4. Схема вимірювання КПУ:  
 $h$  – висота гірки матеріалу, м;  $D$  – діаметр гірки матеріалу, м

Порожній циліндр  $\varnothing 46$  мм заввишки 60 мм встановлювався на рівну горизонтальну поверхню. Після повного заповнення циліндра гранулами полімеру він піднімався суворо вертикально з однаковою у всіх експериментах і постійною швидкістю 5 мм/с, після чого частинки полімеру вільно осипались та утворювали гірку, формою близькою до конусної (див. рис. 2.4). Експеримент повторювали не менше п'яти разів для кожного типу полімерних гранул, при цьому для врахування неправильної конічної форми гірки матеріалу отриманий стан фотографувався з чотирьох боків. На рис. 2.5 наведено фотознімки гірок полімерних гранул, отриманих у результаті проведення описаних натурних досліджень.



Рис. 2.5. Результати натурних експериментів для визначення КПУ:  
 $a$  – ПЕВГ;  $b$  – СЕВ;  $v$  – ПС;  $z$  – ПВХ

Отримані фотознімки дали змогу отримати проекцію геометричної форми гірки на площину. Результатом вимірювань КПУ буде кут при основі рівнобедреного трикутника, площа якого еквівалентна площі проекції гірки сипкого матеріалу

$$\theta = \arctg\left(\frac{2h}{D}\right).$$

Результати розрахунків КПУ за проведеною серією натурних вимірювань показали, що значення КПУ при його вимірюванні описаним вище способом становить:

- для гранул ПЕВГ  $\theta_{\text{ПЕВГ}}^{\text{н}} = (25,7 \pm 0,5)^\circ$ ;
- для гранул СЕВ  $\theta_{\text{СЕВ}}^{\text{н}} = (27,8 \pm 0,6)^\circ$ ;
- для гранул ПС  $\theta_{\text{ПС}}^{\text{н}} = (29,2 \pm 1,6)^\circ$ ;
- для гранул ПВХ  $\theta_{\text{ПВХ}}^{\text{н}} = (30,1 \pm 0,5)^\circ$ .

Для налаштування числової моделі руху сипких матеріалів та її верифікації проведені натурні експерименти з визначення КПУ для обраних гранульованих полімерів були відтворені за допомогою МДЕ. При цьому для перевірки ефективності використання методу мультисфер було проведено два види розрахунку для кожного полімеру: для гранул, отриманих методом мультисфер та для гранул, що змодельовані у вигляді однієї сфери, діаметром еквівалентним до найбільшого розміру реальної гранули.

Початкові умови були такими самими, як і в натурному експерименті: аналогічний порожній циліндр, обмежений знизу горизонтальною площиною. Процес моделювання складався з таких етапів. Спочатку циліндр наповнювався гранулами, що засипалися до нього під дією сил гравітації. Після повного заповнення циліндра гранулами, він рухався горизонтально вгору до моменту зникнення обмеження руху гранул. Гранули полімеру після видалення циліндричної стінки розподілялися на горизонтальній поверхні, утворюючи гірку з певним КПУ.

Фізичний час розрахунку  $\tau$  складав 2,5 с. Хід процесу гірки сипкого матеріалу на прикладі гранул ПС, отриманих методом мультисфер, наведено на рис. 2.6.

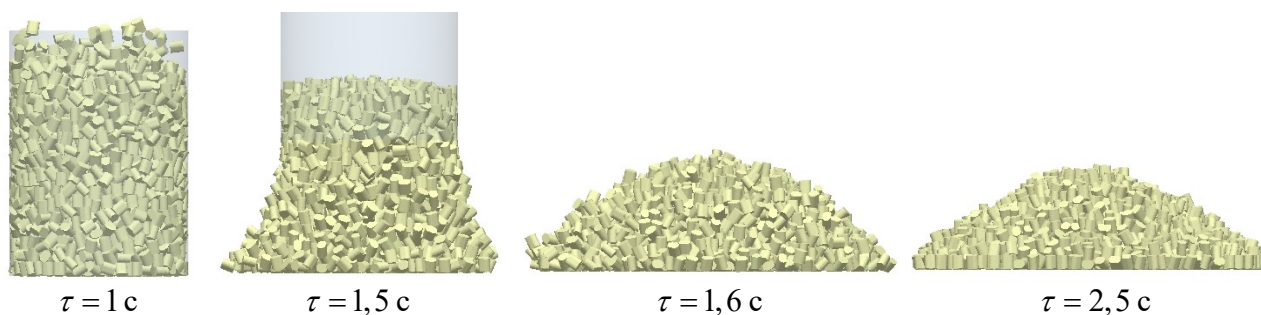


Рис. 2.6. Етапи моделювання формування гірки сипкого матеріалу методом МДЕ

На рис. 2.7 наведено гірки полімерних гранул, отриманих у результаті проведення описаних числових розрахунків (ліворуч для гранул отриманих методом мультисфер, праворуч для сферичних гранул).

Результати співставлення даних числових експериментів за допомогою МДЕ і натурних вимірів КПУ для ПЕВГ: експериментально виміряний КПУ становить  $\theta_{\text{ПЕВГ}}^{\text{н}} = (25,7 \pm 0,5)^\circ$ , досліджений за допомогою числового розрахунку із використанням методу мультисфер  $\theta_{\text{ПЕВГ}}^{\text{мс}} = (26,2 \pm 1,1)^\circ$ , похибка

$\delta_{\text{ПЕВГ}}^1 = 2,0\%$ ; досліджений за допомогою числового розрахунку із використанням сферичних гранул  $\theta_{\text{ПЕВГ}}^c = (24,1 \pm 1,0)^\circ$ , похибка  $\delta_{\text{ПЕВГ}}^2 = 6,3\%$ .

Результати досліджень для усіх матеріалів зведено до табл. 2.2.

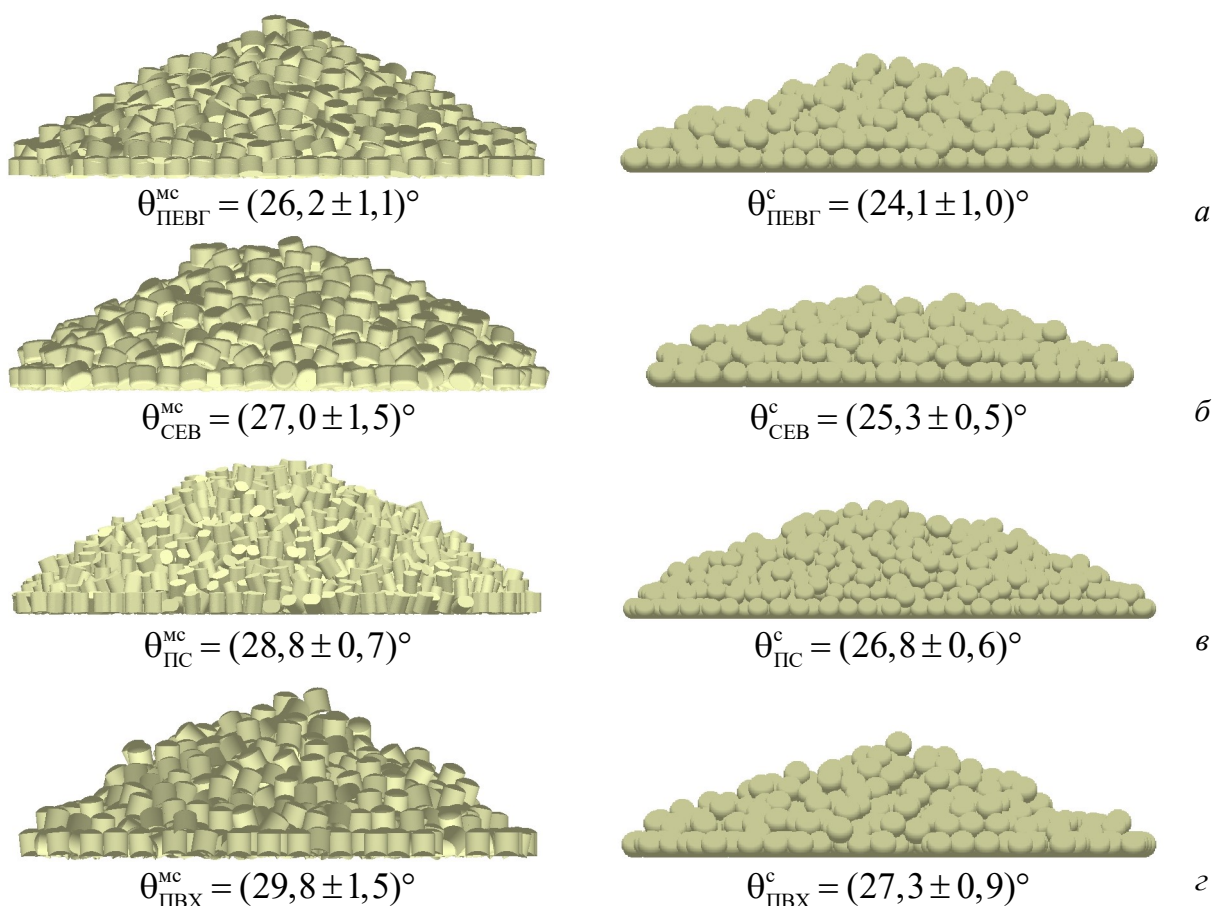


Рис. 2.7. Результати розрахункових експериментів для визначення КПУ:  
*a* – ПЕВГ; *б* – СЕВ; *в* – ПС; *г* – ПВХ

Таблиця 2.2. Порівняння результатів вимірювань КПУ

Полімер	$\theta^H, \dots^\circ$	$\theta^{\text{MC}}, \dots^\circ$	$\delta^1, \%$	$\theta^c, \dots^\circ$	$\delta^2, \%$
ПЕВГ	$25,7 \pm 0,5$	$26,2 \pm 1,1$	2,0	$24,1 \pm 1,0$	6,3
СЕВ	$27,8 \pm 0,6$	$27,0 \pm 1,5$	2,9	$25,3 \pm 0,5$	9,0
ПС	$29,2 \pm 1,6$	$28,8 \pm 0,7$	1,4	$26,8 \pm 0,6$	8,2
ПВХ	$30,1 \pm 0,5$	$29,8 \pm 1,5$	1,0	$27,3 \pm 0,9$	9,3

З табл. 2.2 видно, що використання методу мультисфер для розрахунку КПУ у разі ПЕВГ та СЕВ приблизно в 3 рази зменшує похибку порівняно зі сферичними гранулами та експериментально отриманим КПУ з використанням реальних гранул; у випадку ПС – похибка зменшується майже в 6 разів; а в разі ПВХ – у 9 разів. Різниця передусім зумовлена складною формою гранул, що безпосередньо впливає на формування КПУ утвореного ними шару.

Результати проведених розрахунків з формування КПУ доводять, що модель МДЕ при використанні форми гранул, близької до реальної, краще відтворює поведінку сипких матеріалів порівняно зі сферичними гранулами.

### 2.3.2. Дослідження руху потоку гранул на прикладі шнекового живильника

Для подачі сипких матеріалів, подрібнення яких допускається технологічним процесом, часто застосовуються шнекові живильники із гвинтовим рухом робочого органу – шнека. Шнекові живильники працюють за принципом об'ємного дозування. Їх продуктивність можна регулювати частотою обертання шнека та ступенем заповнення його каналу [103].

За допомогою експериментального дослідження масової продуктивності шнекового живильника (рис. 2.8) і порівняння отриманих результатів з результатами числового моделювання було проведено додаткову верифікацію відповідності поведінки реального матеріалу змодельованому. Для числового розрахунку використовувались гранули, змодельовані методом мультисфер (див. рис. 2.3).

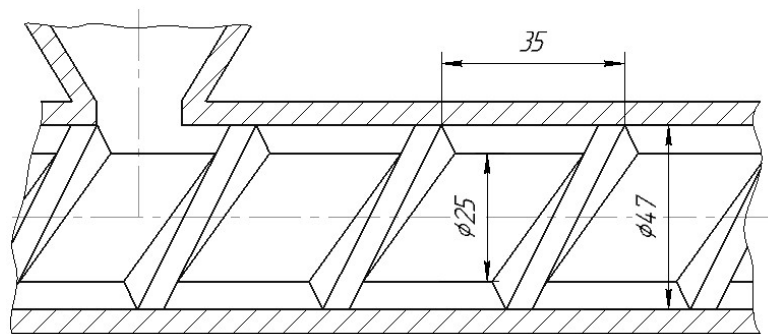


Рис. 2.8. Основні розміри робочих органів шнекового живильника

Під час натурних досліджень вимірювання зміну продуктивності за умови зміни частоти обертання шнека за відомою методикою [104], що передбачає поступове збільшення частоти обертання шнека та вимірювання відповідного збільшення продуктивності та їх фіксацію за умови безперервної подачі гранул до завантажувального бункера, при цьому для кожного значення частоти обертання шнека дослідження проводилося не менше п'яти разів з подальшим усередненням результату.

Для проведення числового розрахунку попередньо в САД-системі було виконано модель каналу шнекового живильника. Процес моделювання складався з таких етапів для кожного значення швидкості обертання шнека. Спочатку завантажувальний бункер заповнювалась гранулами, що засипались до нього під дією сил гравітації. Після часткового заповнення завантажувального бункера починався обертаний рух шнека й відповідне транспортування гранул уздовж каналу до моменту досягнення стабільної продуктивності на виході з нього, при цьому необхідна швидкість подачі та кількість гранул підбиралася ітераційним шляхом.

Фізичний час розрахунку складав не менше 12 с. Послідовність процесу руху потоку гранул на прикладі гранул ПЕВГ за швидкості обертання 60 об/хв наведено на рис. 2.9.

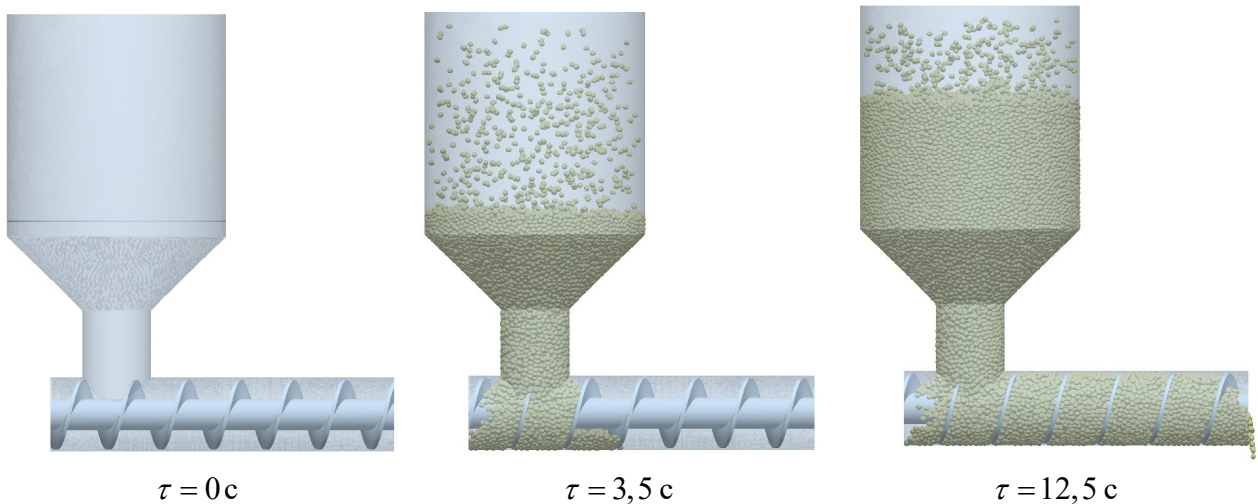


Рис. 2.9. Етапи моделювання руху гранул у шнековому живильнику методом МДЕ

Також було додатково проведено аналітичний розрахунок масової продуктивності для аналогічних умов, що для випадку безперервного транспортування сипкого матеріалу визначається так [105]

$$P = \lambda \frac{\pi t n (D^2 - d^2)}{4 \cdot 60} \psi \rho,$$

де  $\lambda = 1$  – коефіцієнт заповнення перетину;  $t = 35$  мм – крок навивки витків;  $n$  – частота обертання шнека, об/хв;  $D = 47$  мм – зовнішній діаметр витків;  $d = 25$  мм – діаметр валу, м;  $\psi = 1$  – коефіцієнт зниження продуктивності при нахилі жолоба уверх;  $\rho$  – насипна густина полімеру, кг/м<sup>3</sup>.

Для визначення насипної густини полімерів було проведено окреме дослідження за відомою методикою [106] шляхом роздільного вимірювання об'єму та маси зразків матеріалу з наступним ділення отриманих даних. Було отримано такі результати: для ПЕВГ насипна густина складає  $\rho_{\text{ПЕВГ}}^{\text{нас}} = (561,9 \pm 2,5) \text{ кг/м}^3$ ; для СЕВ  $\rho_{\text{СЕВ}}^{\text{нас}} = (541,3 \pm 2,2) \text{ кг/м}^3$ ; для ПС  $\rho_{\text{ПС}}^{\text{нас}} = (612,4 \pm 1,9) \text{ кг/м}^3$ ; для ПВХ  $\rho_{\text{ПВХ}}^{\text{нас}} = (745,4 \pm 2,4) \text{ кг/м}^3$ .

На рис. 2.10–2.13 наведено апроксимуючі криві, що показують залежність масової продуктивності шнекового живильника  $P$ , кг/с, від частоти обертання шнека  $n$ , об/хв, які побудовано з використанням лінійної апроксимації. Середнє значення достовірності апроксимації кривих не нижче 0,95.

З рис. 2.10–2.13 видно, що масова продуктивність шнекового живильника лінійно залежить від частоти обертання шнека, зростаючи прямо пропорційно при збільшенні частоти, отримані дані задовільно збігаються з наявними результатами теоретичного дослідження процесу транспортування в шнекових живильниках [103–105].

Для всіх полімерів видно, що значення, отримані в результаті натурного експерименту, дещо менші за значення, отримані за допомогою числового розрахунку; останні, у свою чергу, дещо менші за значення, отримані в результаті аналітичного розрахунку.

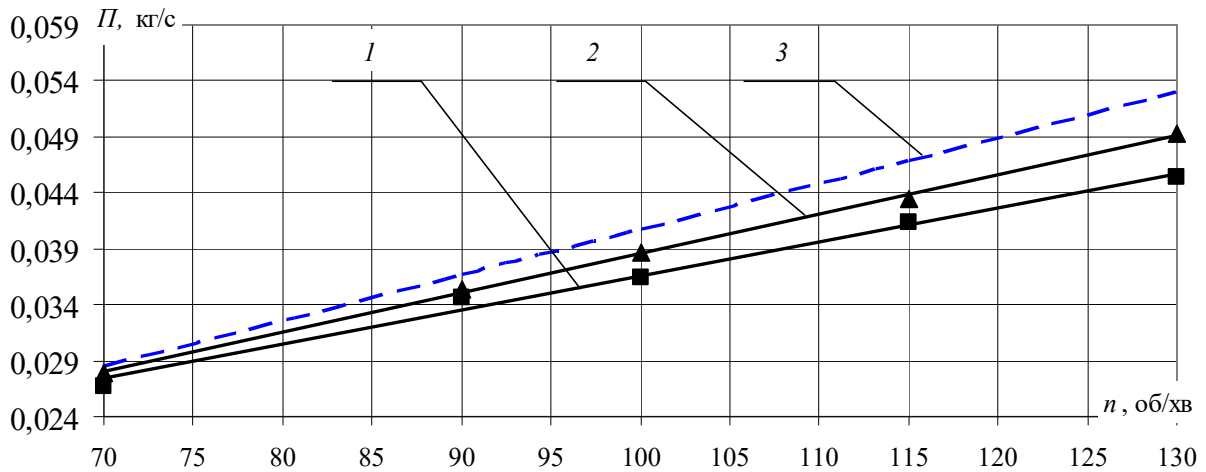


Рис. 2.10. Залежність масової продуктивності шнекового живильника  $P$ , кг/с від частоти обертання  $n$ , об/хв для ПЕВГ: 1 – експериментальні дані; 2 – числовий розрахунок; 3 – аналітичний розрахунок

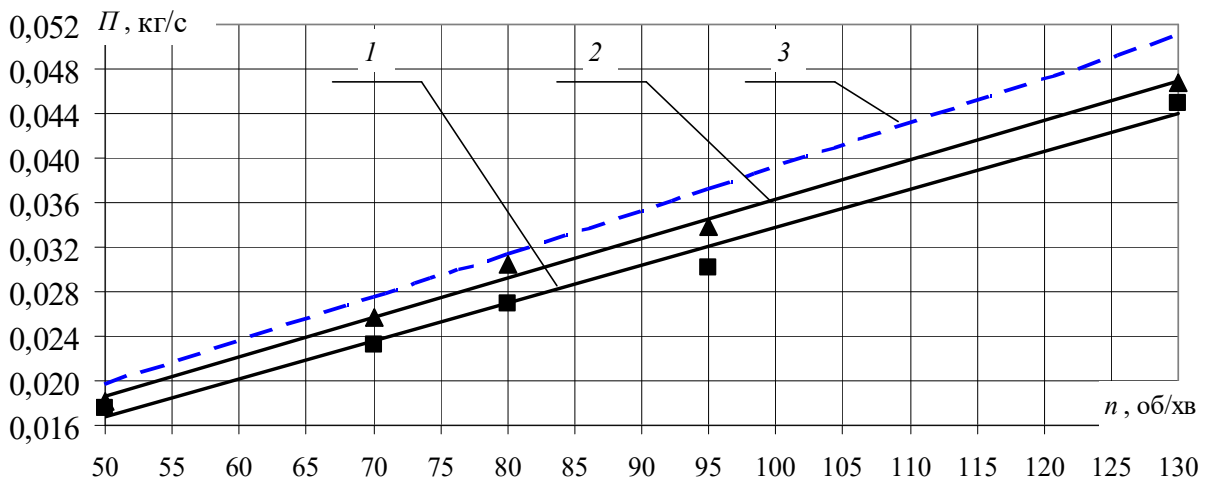


Рис. 2.11. Залежність масової продуктивності шнекового живильника  $P$ , кг/с від частоти обертання  $n$ , об/хв для СЕВ: 1 – експериментальні дані; 2 – числовий розрахунок; 3 – аналітичний розрахунок

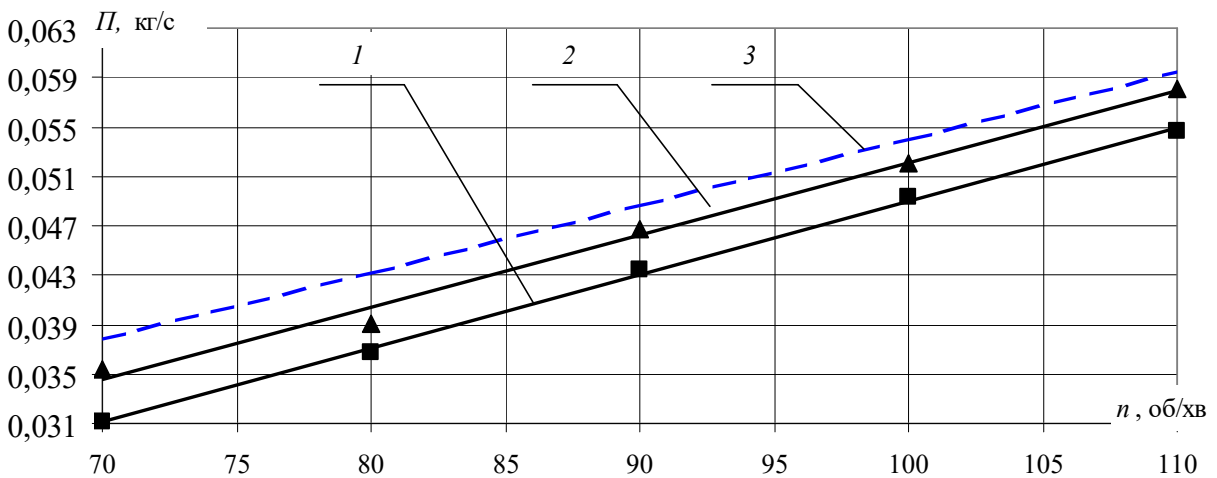


Рис. 2.12. Залежність масової продуктивності шнекового живильника  $P$ , кг/с від частоти обертання  $n$ , об/хв для ПС: 1 – експериментальні дані; 2 – числовий розрахунок; 3 – аналітичний розрахунок

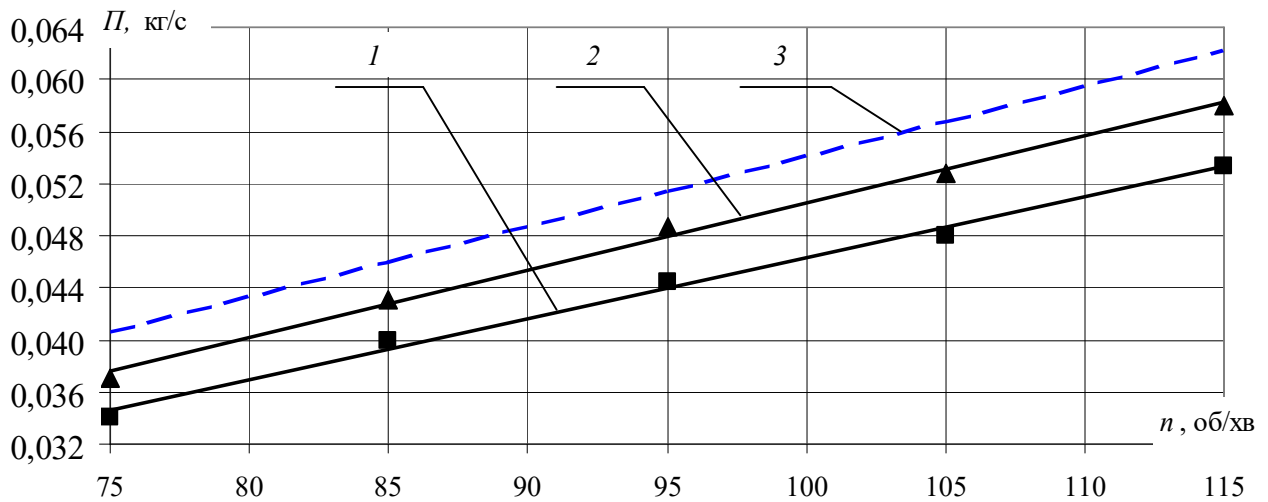


Рис. 2.13. Залежність масової продуктивності шнекового живильника  $P$ ,  $\text{кг/с}$  від частоти обертання  $n$ ,  $\text{об/хв}$  для ПВХ: 1 – експериментальні дані; 2 – числовий розрахунок; 3 – аналітичний розрахунок

Порівняння розбіжностей між даними натурального експерименту та аналітичного розрахунку у випадку використання ПЕВГ становить 6...14 %, між даними натурального експерименту та чисельного розрахунку – 2...8 % (від менших значень за меншої швидкості обертання шнека до більших при її збільшенні).

Для СЕВ аналогічне порівняння розбіжностей між даними натурального експерименту та аналітичного розрахунку становить 10...19 %, між даними натурального експерименту та чисельного розрахунку – 2...11 %, тенденція до збільшення розбіжності в результатах при збільшенні частоти обертання шнека зберігається.

Для ПС при порівнянні даних натурального експерименту та аналітичного розрахунку розбіжність становить 8...17 %, між даними натурального експерименту та чисельного розрахунку – 8...15 %, при цьому на відміну від двох попередніх матеріалів, менші значення розбіжності в результатах отримані при більших значеннях частоти обертання шнека.

Для ПВХ порівняння розбіжностей між даними натурального експерименту та аналітичного розрахунку становить 12...16 %, між даними натурального експерименту та чисельного розрахунку – 7...9 %, при цьому загалом відсутня залежність між зміною частоти обертання та величини розбіжностей в результатах.

Аналіз отриманих результатів показує, що для всіх полімерів дані чисельного розрахунку краще корелюють з експериментальними даними, ніж аналітичні дані (див. рис. 2.10–2.13). При цьому найменша розбіжність виявлена під час використання гранул ПЕВГ, а найбільша – під час використання гранул СЕВ, що можна пояснити деформацією гранул СЕВ та їх потраплянням у зазор між шнеком і корпусом під час проведення натурального експерименту.

## 2.4. Висновки до розділу 2

Відповідно до проведених досліджень можна зробити такі висновки.

1. Проведено дослідження взаємодії між гранулами чотирьох полімерів, широко застосовуваних у практиці черв'ячної екструзії: поліетилену високої густини марки Marlex ННМ 5502ВN, співполімеру етилену з вінілацетатом (севілену) марки 11104-030, полістиролу марки Denka Styrol MW-1-301, полівінілхлориду марки SorVyl G 2171/9005 11/01.

2. Дослідження проведено для задач формування кута природного укусу (КПУ) та руху потоку гранул на прикладі шнекового живильника у дискретній постановці на базі методу дискретного елемента (МДЕ), при цьому для опису контактної взаємодії застосовано модель в'язко-пружного контакту за моделлю Hertz–Mindlin. Використання дискретного підходу дало змогу врахувати вплив форми й розмірів окремих гранул на характер взаємодії полімеру зі стінками робочих органів обладнання.

3. Наведено результати розрахунків з формування КПУ методами натурних і числових експериментів, при цьому було розглянуто два підходи до моделювання форми гранул: за умови розгляду гранул у формі сфер та у формі мультисфер, коли розрахункова форма гранул максимально наближається до реальної.

Показано, що модель МДЕ з аналізом гранул у формі мультисфер адекватно відтворює поведінку сипких матеріалів, на відміну від аналізу гранул у вигляді сфер. Порівняно з натурним експериментом залежно від типу полімеру модель МДЕ з використанням методу мультисфер дає похибку, меншу в 3–9 разів, ніж модель МДЕ з використанням методу сфер.

4. Наведено порівняння результатів дослідження руху потоку полімерних гранул у шнековому живильнику методами натурних, числових експериментів та аналітичного розрахунку. При цьому для числового розрахунку використано гранули, змодельовані методом мультисфер.

Показано, що для всіх полімерів дані числового розрахунку краще корелюють з експериментальними даними, ніж аналітичні дані. При цьому найменша розбіжність між даними натурального експерименту та числового розрахунку складає 2 %, найбільша – 8 %, у той час як найменша розбіжність між даними натурального експерименту та аналітичного розрахунку складає 6 %, найбільша – 17 %.

### 3. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ РЕЖИМІВ ТЕРТЯ ГРАНУЛЬОВАНИХ ПОЛІМЕРНИХ МАТЕРІАЛІВ

#### 3.1. Вихідні дані

У пп. 1 і 2 було зазначено актуальність питання проведення досліджень триботехнічних властивостей для різних типів гранульованих полімерних матеріалів і створення нових методик та установок для проведення цих досліджень.

Завданням експериментальних досліджень було визначення залежності коефіцієнта тертя та коефіцієнта бічного тиску гранульованих полімерних матеріалів по металевій поверхні від таких конструктивно-технологічних параметрів зони живлення екструдера, як тиск, температура, швидкість обертання робочого органу та кількість гранул по висоті робочого каналу. При проведенні досліджень використовувались гранульовані полімерні матеріали, описані в пп. 2.2–2.3.

Проведено дві серії відповідних досліджень: з використанням плоскопаралельної моделі екструзії, а також з використанням установки із наявністю обертового ротора, яка імітує робочий канал черв'ячного екструдера.

#### 3.2. Дослідження з використанням плоскопаралельної моделі екструзії

##### 3.2.1. Фізична модель досліджуваного процесу

Експериментальні дослідження проводились з використанням спрощеної фізичної моделі процесу екструзії [20, 21], так званої плоскопаралельної моделі (рис. 3.1). Під час використання плоскопаралельної моделі руху матеріалу в екструдері гвинтовий канал, утворений нарізкою черв'яка й циліндром, умовно розгортається на площину.

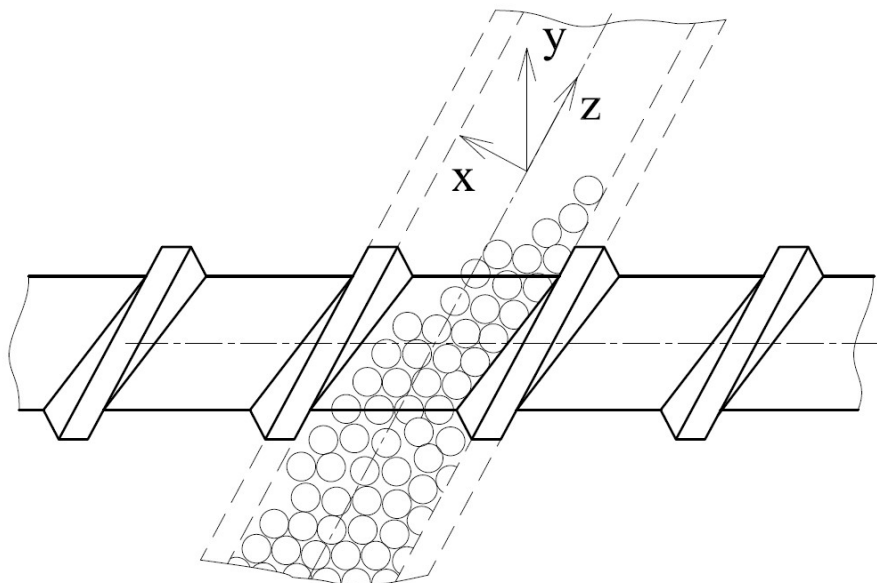


Рис. 3.1. Схема плоскопаралельної розгортки каналу екструдера

- При цьому зроблено такі припущення:
- черв'як вважається нерухомим,
  - циліндр обертається з лінійною швидкістю, що за величиною дорівнює швидкості черв'яка, а за напрямком – протилежна їй;
  - не враховується кривизна каналу.

### 3.2.2. Експериментальна установка

Установка [107] розроблена для дослідження коефіцієнта тертя гранульованих матеріалу й визначення його залежності від необхідних умов проведення досліджень (тиску, температури й кута нахилу поверхні).

Розроблена установка використовується для навчального процесу кафедри хімічного, полімерного та силікатного машинобудування та належить до наукового й лабораторного обладнання для дослідження фізикомеханічних властивостей кускових або сипких матеріалів, зокрема для визначення величини коефіцієнта зовнішнього тертя цих матеріалів по різних поверхнях, у тому числі й залежно від температури й навантаження.

Установка (рис. 3.2) складається з опорної рами 1, пластини 3, що закріплена в рамі з можливістю повертання у вертикальній площині завдяки шарніру 2, стояка 5 з повзуном 6, які є опорою для пластини 3, на якій розміщується досліджуваний зразок. Додатково встановлено шкалу 7 для визначення кута нахилу  $\alpha$  та плоский нагрівник 8. Для отримання можливості виконувати досліди для гранульованих матеріалів у конструкції передбачено бункер подачі матеріалу 10 та приймальний бункер 11 з координатною сіткою 12.

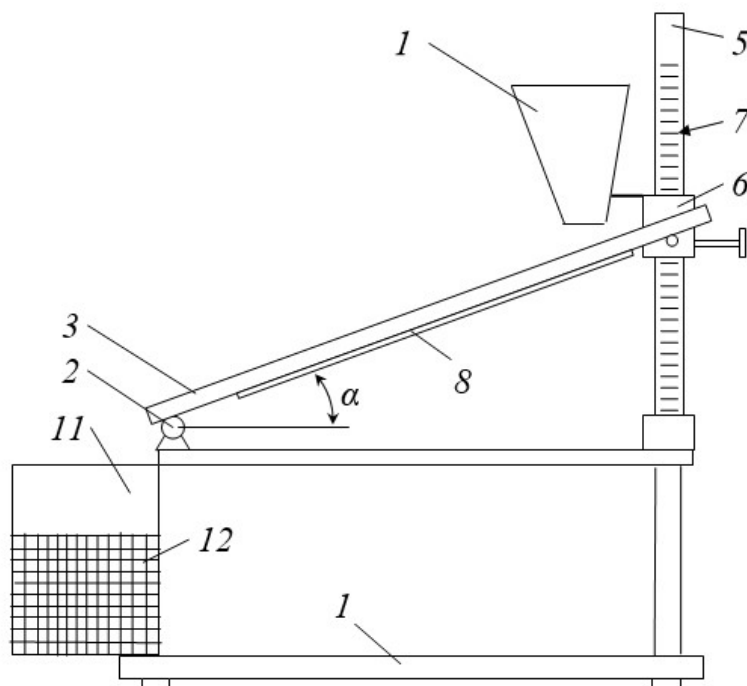


Рис. 3.2. Схема установки для визначення величини коефіцієнта зовнішнього тертя гранульованого матеріалу: 1 – опорна рама; 2 – шарнір; 3 – пластина; 5 – стояк; 6 – повзун; 7 – шкала; 8 – засіб термостабілізації; 10 – витратний бункер; 11 – приймальний бункер; 12 – координатна сітка

Установка забезпечує можливість змінювання температури пластини, що є важливим для дослідження руху матеріалів в умовах, притаманних реальним технологічним і допоміжним процесам.

Установка працює в такий спосіб.

Залежно від потрібних умов проведення досліджень (температура, тиск, кут  $\alpha$  нахилу пластини 3) за допомогою засобу 8 для термостабілізації пластини 3 забезпечують відповідно необхідну температуру та зусилля, що діє на зразок 4 досліджуваного матеріалу, а також встановлюють повзун 6 на стояку 5 таким чином, щоб пластина 3 приладу стала в горизонтальне положення по рівню (шкала 7 кута повороту на позначку «0»).

Повільним обертанням рукоятки повзуна 6 пластина 3 приводиться в похиле положення. У момент початку руху зразка 4 по пластині 3 за шкалою 7 фіксується кут нахилу пластини 3. Для проведення досліджень сипкого матеріалу останній насипається у витратний бункер 10, встановлений над пластинною 3 з певним зазором, після чого пластина 3 приводиться в похиле положення. У момент початку стійкого руху матеріалу підйом пластини 3 припиняється, і фіксуються координати руху матеріалу по координатній сітці 12 приймального бункеру 11.

### 3.2.3. Методика проведення досліджень

Процес розглядається в декартовій системі координат, вісь  $x$  якої спрямована перпендикулярно гребеню витка, вісь  $y$  – по висоті каналу, а вісь  $z$  – вздовж розгорнутого каналу. Схему проведення експерименту наведено на рис. 3.3.

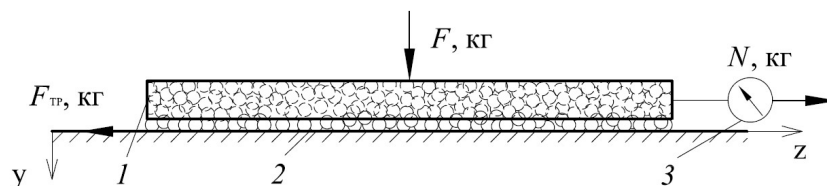


Рис. 3.3. Схема проведення експерименту:  $F_{тр}$  – сила тертя,  $F$  – нормальне навантаження,  $N$  – сила зрушення; 1 – короб, 2 – нерухома металева поверхня, 3 – динамометр

У сталевий короб 1, що імітує собою розгортку поверхні черв'яка, засипали полімерні гранули до повного заповнення ними об'єму короба. Далі наповнений короб 1 перевертався таким чином, щоб гранули опинились на плоскій металевій поверхні 2, яка імітує внутрішню поверхню корпусу циліндра. Кількість гранул у коробці була достатньою для того, щоб між нею й нерухомою поверхнею залишався певний зазор, величина якого не перевищувала еквівалентного діаметра гранулу.

Після цього до короба 1 прикладалась сила  $F$ . При прикладенні зусилля в напрямку осі  $z$  короб 1 починали рухати по поверхні 2, при цьому динамометр 3 фіксував значення прикладеного зусилля  $N$ . Динамометр з'єднувався з коробкою гнучким зв'язком. Дослідження проводили із використанням трьох коробок заввишки  $H = 7, 15$  і  $23$  мм, що відповідає глибині гвинтового каналу екструдера. Співвідношення довжини коробки до її ширини становило не менше п'яти для зниження впливу торцевих поверхонь на тертя.

Коефіцієнт тертя полімерних гранул по металевій поверхні  $K_{тр}$  розраховували для різних величин нормального навантаження  $F$  за залежністю (3.1). Для відображення залежності між навантаженням і коефіцієнтом тертя також додатково розраховувався тиск  $p$  (Па) за залежністю (3.2).

$$K_{тр} = \frac{N}{F}, \quad (3.1)$$

$$p = \frac{F}{S}, \quad (3.2)$$

де  $S$  – площа, на яку діє сила  $F$ , тобто площа днища короба,  $m^2$ .

### 3.2.4. Дослідження впливу тиску на коефіцієнт тертя

При проведенні досліджень впливу тиску на коефіцієнт тертя гранульованих полімерних матеріалів по металевій поверхні були отримані необхідні експериментальні дані (додаток А, табл. А.1–А.12). Наведено середні результати із серії вимірювань не менше п'яти дослідів для кожного значення.

На графіках (рис. 3.4–3.7) наведено апроксимуючі залежності між розрахованим коефіцієнтом тертя полімерного матеріалу по металевій поверхні  $K_{тр}$  і тиском  $p$ .

Залежності побудовано з використанням поліноміальної або лінійної апроксимації, при цьому середнє значення достовірності апроксимації по всім кривим не нижче 0,9.

На зазначених графіках видно загальне зменшення залежності коефіцієнта тертя від тиску за умови зменшення кількості гранул по висоті робочого каналу. При наближенні досліджених навантажень до максимальних значень майже на всіх кривих відбувається перехід через мінімум, тобто, після досягнення певних значень тиску коефіцієнт тертя починає зростати зі збільшенням навантаження.

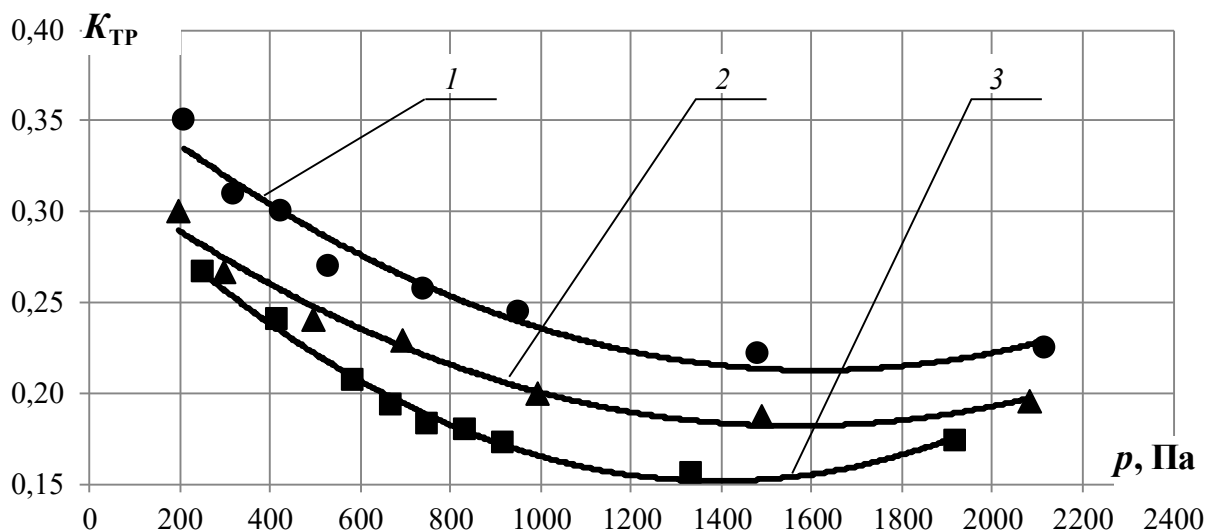


Рис. 3.4. Залежність коефіцієнтів тертя ПЕВГ по металевій поверхні від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу  $H$ : 1 –  $H=7$  мм; 2 –  $H=15$  мм; 3 –  $H=23$  мм

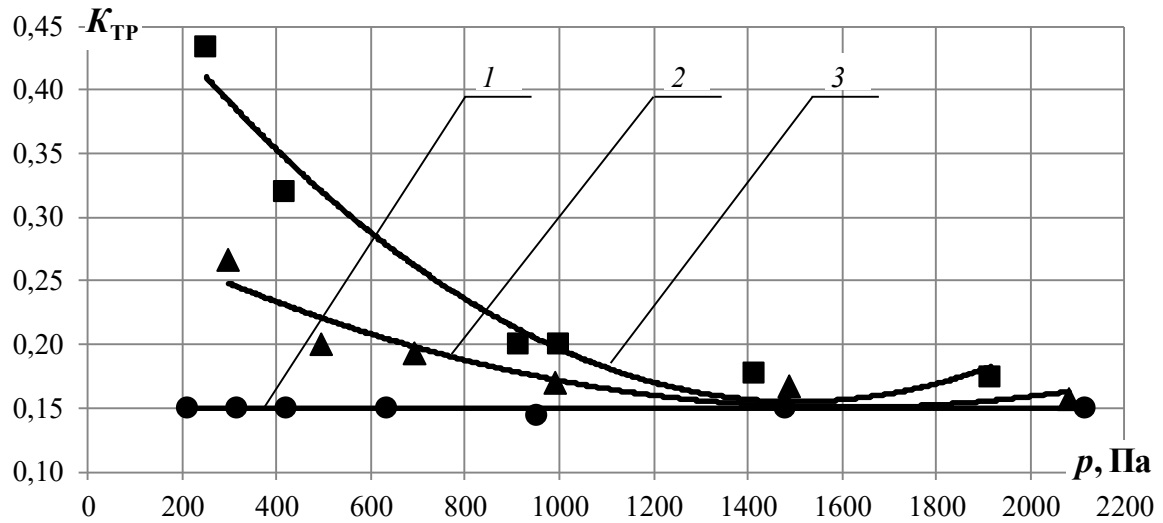


Рис. 3.5. Залежність коефіцієнтів тертя СЕВ по металевій поверхні від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу  $H$ : 1 –  $H = 7$  мм; 2 –  $H = 15$  мм; 3 –  $H = 23$  мм

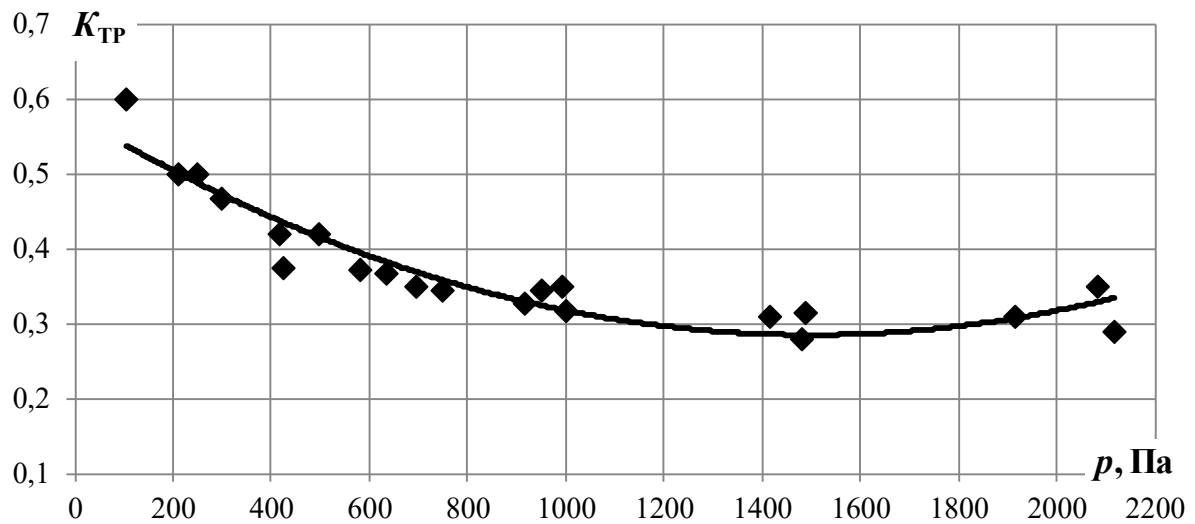


Рис. 3.6. Залежність коефіцієнтів тертя ПС по металевій поверхні від тиску

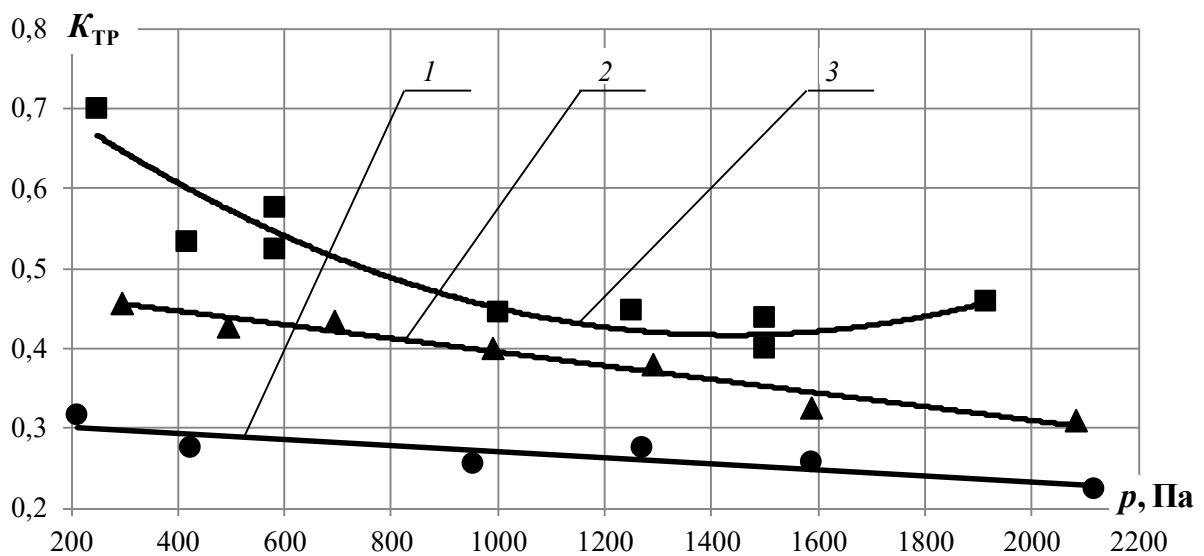


Рис. 3.7. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу  $H$ : 1 –  $H = 7$  мм; 2 –  $H = 15$  мм; 3 –  $H = 23$  мм

Вочевидь, це пов'язано з тим, що після певних значень тиску шар гранул починає поводити себе подібно суцільному твердому тілу, залежність коефіцієнта тертя від навантаження якого в загальному випадку має вигляд кривої з мінімумом [80].

Гранули ПЕВГ округлої форми (див. рис. 2.2, а) і малодеформівні, тому під час руху вони мають можливість проковзувати із обертанням одна відносно одної. Таким чином, при збільшенні кількості гранул по висоті робочого каналу тертя ковзання частково замінюється на тертя кочення, тому середнє значення коефіцієнта тертя зменшується зі збільшенням кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.4).

Для СЕВ середнє значення коефіцієнта тертя збільшується зі збільшенням кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.5), оскільки його гранули хоча й мають округлу форму (див. рис. 2.2, б) та мають можливість проковзувати з обертанням одна відносно одної як і гранули ПЕВГ, проте є деформівними та внаслідок цього взаємодіють одна з одною, тому при малій кількості гранул по висоті робочого каналу вони частково провертаються, а при збільшенні кількості гранул – стискаються і рухаються як одне ціле.

Середнє значення коефіцієнта тертя ПС (див. рис. 3.6) майже не залежить від збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу, на графіку зображена одна апроксимуюча крива за результатами вимірювань для трьох значень висоті робочого каналу  $H$ . Це можна пояснити тим, що гранули ПС мають не сферичну форму, а форму приплюснутих циліндрів з різкими гранями (див. рис. 2.2, в), які майже не піддаються деформуванню, тому провертання та стискання майже відсутнє, і шар гранул під час руху поводить себе як тверде тіло, навіть за незначного навантаження.

Характер залежності зміни коефіцієнта тертя гранул ПВХ (див. рис. 3.7) подібний до залежності для СЕВ, проте завдяки іншій формі гранул – формі приплюснутих циліндрів (див. рис. 2.2, д) і меншій деформованості його гранули провертаються при більшій кількості гранул по висоті робочого каналу, а вже при максимальній серед досліджених кількості гранул по висоті робочого каналу – стискаються і рухаються як одне ціле.

### **3.2.5. Дослідження впливу температури на коефіцієнт тертя**

При проведенні досліджень впливу температури на коефіцієнт тертя гранульованих полімерних матеріалів по металу були отримані відповідні експериментальні дані (додаток А, табл. А.13–А.24). Наведено середні результати із серії вимірювань не менше п'яти дослідів для кожного значення. Температура нагрівання робочої поверхні визначалась експериментально, для кожного полімеру окремо як максимально можлива для зони живлення під час його перероблення в реальних умовах.

На графіках (рис. 3.8–3.10) наведено апроксимуючі криві, що показують залежність між розрахованим коефіцієнтом тертя полімерного матеріалу по металевій поверхні  $K_{тр}$  і тиском  $p$  при нагріванні робочої поверхні до температури  $t$ . Температура нагрівання робочої поверхні визначалась експериментально, для

кожного полімеру окремо як максимально можлива для зони живлення. Криві побудовано з використанням поліноміальної або лінійної апроксимації. Середнє значення достовірності апроксимації по всім кривим не нижче 0,9.

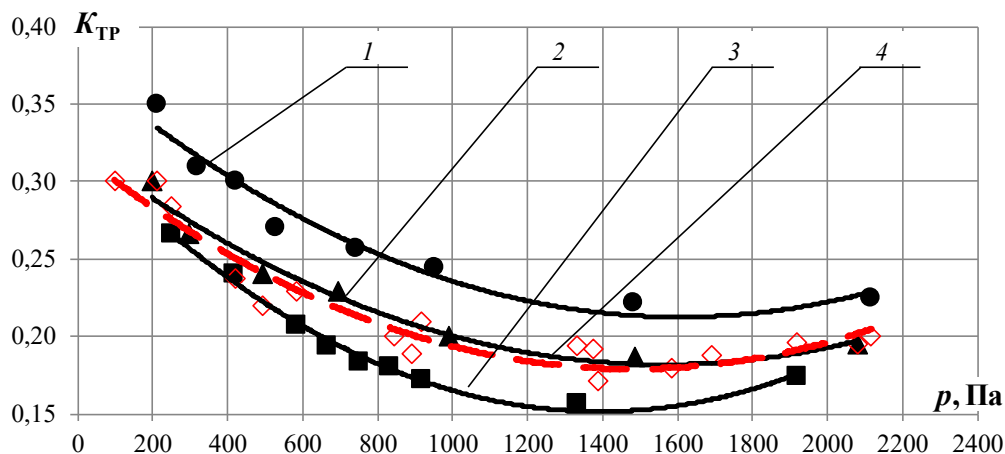


Рис. 3.8. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу  $H$  під час нагрівання робочої поверхні: 1 –  $H = 7$  мм,  $t = 20$  °С; 2 –  $H = 15$  мм,  $t = 20$  °С; 3 –  $H = 23$  мм,  $t = 20$  °С; 4 –  $H = 7, 15, 23$  мм,  $t = 90$  °С

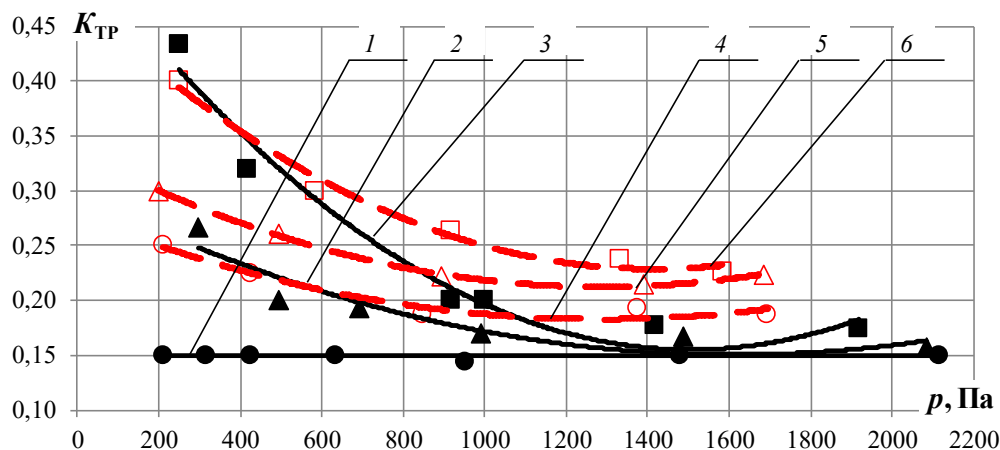


Рис. 3.9. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу  $H$  під час нагрівання робочої поверхні: 1 –  $H = 7$  мм,  $t = 20$  °С; 2 –  $H = 15$  мм,  $t = 20$  °С; 3 –  $H = 23$  мм,  $t = 20$  °С; 4 –  $H = 7$  мм,  $t = 80$  °С; 5 –  $H = 15$  мм,  $t = 80$  °С; 6 –  $H = 23$  мм,  $t = 80$  °С

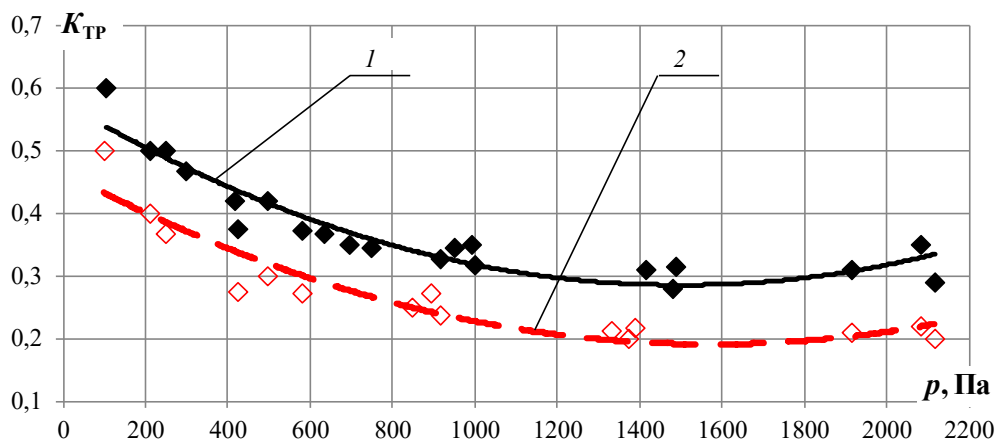


Рис. 3.10. Залежність коефіцієнта тертя ПС від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу  $H$  під час нагрівання робочої поверхні: 1 –  $H = 7, 15, 23$  мм,  $t = 20$  °С; 2 –  $H = 7, 15, 23$  мм,  $t = 100$  °С

При збільшенні температури поверхні, по якій відбувається рух гранул, до 90 °С, значення коефіцієнта тертя для ПЕВГ перестає залежати від кількості гранул по висоті робочого каналу і набуває середніх значень відносно кривих для 20 °С, характер залежності зберігається (див. рис. 3.8).

При нагріванні поверхні до 80 °С, коефіцієнт тертя СЕВ зростає для кожної кривої окремо, при цьому при досягненні максимального навантаження мінімум на кривих для 80 °С менш виражений, ніж для 20 °С (див. рис. 3.9).

Під час руху гранул ПС по поверхні, нагрітій до температури 100 °С, значення коефіцієнта тертя зменшується, а характер залежності аналогічний кривим, отриманим за температури 20 °С (див. рис. 3.10).

При нагріванні робочої поверхні для гранул ПВХ до максимально можливої температури 90 °С значення коефіцієнта тертя не змінюється, на графіку (див. рис. 3.7) точки відповідають температурі  $t = 20$  °С і 90 °С.

Такі відмінності можна пояснити різними фізико-механічними властивостями досліджених полімерів, зокрема значеннями міцності, коефіцієнта тертя, деформованістю за різної температури, що підтверджується існуючими дослідженнями [73, 80–82].

### 3.3. Дослідження з використанням установки з обертовим ротором

#### 3.3.1. Експериментальна установка

Розроблена експериментальна установка [108] дає змогу досліджувати величини коефіцієнта зовнішнього тертя гранульованих матеріалів по різних поверхнях та коефіцієнта бічного тиску, у тому числі й залежно від температури, навантаження, швидкості обертання та кількості гранул по висоті робочого каналу в широкому діапазоні значень (рис. 3.11).

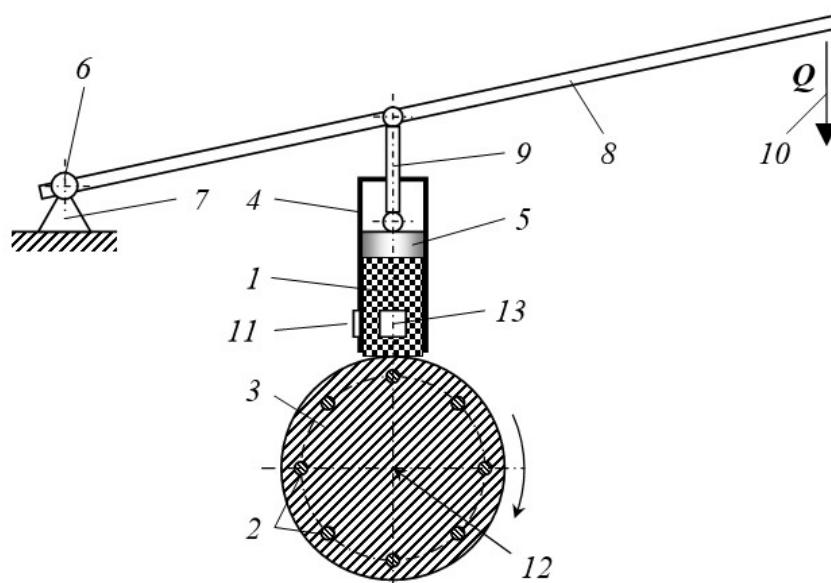


Рис. 3.11. Схема пристрою для визначення величини коефіцієнта зовнішнього тертя сипкого матеріалу:  $Q$  – навантаження на шток; 1 – установка; 2 – нагрівники; 3 – ротор; 4 – короб; 5 – штовхач; 6 – регулятор вертикальної сили; 7 – стояк; 8 – важіль; 9 – шток; 10 – протизвага; 11 – датчик горизонтальної сили; 12 – вісь ротора; 13 – датчик горизонтальної сили

Установка складається із ротора 3 з нагрівниками 2, вертикального короба 4, який виконано порожнистим і встановлено над ротором. У коробі розміщено штовхач 5, що через регулятор вертикальної сили 6 отримує навантаження, а також датчики горизонтальних сил 11 і 13.

Принцип роботи установки полягає в такому: гранули засипаються у вертикальний короб і притискаються штоком до ротора, якому надаються обертання від електродвигуна. Датчик, встановлений за ходом обертання ротора, дає можливість отримати значення коефіцієнта тертя, а датчик, встановлений, перпендикулярно першому – значення коефіцієнта бічного тиску.

Змінюючи швидкість обертання ротора, температуру нагрівників або навантаження на шток  $Q$  – можна отримати вищеописані залежності для шуканих коефіцієнтів.

### 3.3.2. Методика проведення досліджень

Для зменшення кількості дослідів під час експериментальних досліджень використано метод повного факторного експерименту [109–110], в основі якого лежить спосіб побудови залежності впливу визначальних факторів на параметр оптимізації у вигляді відрізка степеневого ряду Тейлора. Метод повного факторного експерименту включає такі послідовні етапи математичного моделювання:

- 1) Вибір параметрів оптимізації т відповідних факторів;
- 2) Вибір інтервалу варіювання по кожному фактору;
- 3) Побудова математичної моделі зі знаходженням коефіцієнтів рівняння регресії.

У нашому випадку на параметри оптимізації  $Y_1$  та  $Y_2$  (коефіцієнт тертя та бічного тиску) впливатимуть такі фактори:

- 1) Швидкість обертання ротора ( $X_1$ );
- 2) Температура ротора ( $X_2$ );
- 3) Тиск на матеріал ( $X_3$ );
- 4) Кількість гранул по висоті робочого каналу ( $X_4$ ).

Для зазначених факторів були обрані такі основні рівні та інтервали варіювання (табл. 3.1).

Таблиця 3.1. Значення рівнів факторів та інтервалів варіювання

Показник	$X_1$ , м/с		$X_2$ , °C		$X_3$ , МПа		$X_4$ , м	
	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код
Нижній рівень	min	-1	min	-1	min	-1	min	-1
Верхній рівень	max	1	max	1	max	1	max	1

Після цього будується матриця повного факторного експерименту (табл. 3.2).

Таблиця 3.2. Матриця планування повного факторного експерименту

№ досліджу	X1 (0,176 – 0,471 м/с)	X2 (20 – 80 °С)	X3 (0,044 – 0,476 МПа)	X4 (15-25 мм)	Y1	Y2
1	+1	+1	+1	-1	розр.	розр.
2	+1	+1	-1	+1	розр.	розр.
3	+1	-1	+1	-1	розр.	розр.
4	+1	-1	-1	+1	розр.	розр.
5	-1	+1	+1	-1	розр.	розр.
6	-1	+1	-1	+1	розр.	розр.
7	-1	-1	+1	-1	розр.	розр.
8	-1	-1	-1	+1	розр.	розр.

Обробка результатів відбувається за таким алгоритмом [109]:

1) Для кожної серії паралельних дослідів вираховують середнє арифметичне значення функції відгуку

$$\bar{Y}_j = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k Y_{ji} \quad (3.3)$$

де  $j$  – номер серії паралельних дослідів;  $k$  – кількість паралельних дослідів, проведених за однакових умов;  $Y_{ji}$  – поточне значення параметра оптимізації  $i$ -го дослідів  $j$ -ї серії.

2) Розрахунок коефіцієнтів регресії здійснюють за формулами:

$$b_0 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N Y_j; \quad (3.4)$$

$$b_i = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N X_{ij} Y_j; \quad (3.5)$$

$$b_{im} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N X_{jl} X_{jm} Y_j, \quad (3.6)$$

де  $m \neq 1$ .

Проміжні розрахунки та експериментальні дані, отримані внаслідок проведення досліджень впливу швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу на коефіцієнти тертя й бічного тиску досліджених полімерів по металу наведено в додатку Б.

Для ПС основні рівні та інтервали варіювання наведено в табл. 3.3.

Таблиця 3.3. Основний рівень та інтервал варіювання для ПС

Показник	X1, м/с		X2, °С		X3, МПа		X4, м	
	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код
Нижній рівень	0,176	-1	20	-1	0,044	-1	0,015	-1
Верхній рівень	0,471	1	80	1	0,475	1	0,025	1

За допомогою отриманих експериментальних даних (табл. Б.1), будемо залежність коефіцієнта тертя для ПС від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_1 = 0,438 + 0,041X_1 + 0,008X_2 - 0,011X_3 + 0,011X_4 - 0,009X_1X_2 + 0,010X_1X_3 - 0,010X_1X_4 - 0,020X_2X_3 + 0,020X_2X_4 - 0,438X_3X_4 + 0,029X_1X_2X_3 - 0,029X_1X_2X_4 - 0,041X_1X_3X_4 - 0,008X_2X_3X_4 + 0,009X_1X_2X_3X_4$$

Залежність коефіцієнта бічного тиску для ПС від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_2 = 0,320 + 0,002X_1 + 0,029X_2 + 0,017X_3 - 0,017X_4 + 0,001X_1X_2 - 0,005X_1X_3 + 0,005X_1X_4 - 0,020X_2X_3 + 0,020X_2X_4 - 0,320X_3X_4 + 0,013X_1X_2X_3 - 0,013X_1X_2X_4 - 0,002X_1X_3X_4 - 0,029X_2X_3X_4 - 0,001X_1X_2X_3X_4$$

Для ПЕВГ основні рівні та інтервали варіювання наведено в табл. 3.4.

Таблиця 3.4. Основний рівень та інтервал варіювання для ПЕВГ

Показник	X1, м/с		X2, °C		X3, МПа		X4, м	
	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код
Нижній рівень	0,176	-1	20	-1	0,044	-1	0,015	-1
Верхній рівень	0,471	1	80	1	0,475	1	0,025	1

За допомогою отриманих експериментальних даних (табл. Б.2), будемо залежність коефіцієнта тертя для ПЕВГ від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_1 = 0,471 + 0,019X_1 - 0,002X_2 - 0,004X_3 + 0,004X_4 + 0,009X_1X_2 - 0,006X_1X_3 + 0,006X_1X_4 - 0,001X_2X_3 + 0,001X_2X_4 - 0,471X_3X_4 - 0,004X_1X_2X_3 + 0,004X_1X_2X_4 - 0,019X_1X_3X_4 + 0,002X_2X_3X_4 - 0,009X_1X_2X_3X_4$$

Залежність коефіцієнта бічного тиску для ПЕВГ від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_2 = 0,326 - 0,006X_1 + 0,009X_2 + 0,019X_3 - 0,019X_4 - 0,004X_1X_2 + 0,006X_1X_3 - 0,006X_1X_4 - 0,012X_2X_3 + 0,012X_2X_4 - 0,326X_3X_4 + 0,003X_1X_2X_3 - 0,003X_1X_2X_4 + 0,006X_1X_3X_4 - 0,009X_2X_3X_4 + 0,004X_1X_2X_3X_4$$

Для ПВХ основні рівні та інтервали варіювання наведено в табл. 3.5.

Таблиця 3.5. Основний рівень та інтервал варіювання для ПВХ

Показник	X1, м/с		X2, °C		X3, МПа		X4, м	
	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код
Нижній рівень	0,176	-1	20	-1	0,044	-1	0,015	-1
Верхній рівень	0,471	1	60	1	0,475	1	0,025	1

За допомогою отриманих експериментальних даних (табл. Б.3), будемо залежність коефіцієнта тертя для ПВХ від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_1 = 0,478 + 0,011X_1 + 0,053X_2 - 0,007X_3 + 0,007X_4 + 0,003X_1X_2 + 0,001X_1X_3 + 0,001X_1X_4 + 0,001X_2X_3 - 0,001X_2X_4 - 0,478X_3X_4 - 0,003X_1X_2X_3 + 0,003X_1X_2X_4 - 0,011X_1X_3X_4 - 0,053X_2X_3X_4 - 0,034X_1X_2X_3X_4$$

Залежність коефіцієнта бічного тиску для ПВХ від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_2 = 0,276 - 0,011X_1 + 0,003X_2 + 0,009X_3 - 0,009X_4 - 0,004X_1X_2 + 0,021X_1X_3 - 0,021X_1X_4 - 0,015X_2X_3 + 0,015X_2X_4 - 0,276X_3X_4 + 0,006X_1X_2X_3 - 0,006X_1X_2X_4 + 0,011X_1X_3X_4 - 0,029X_2X_3X_4 + 0,004X_1X_2X_3X_4$$

Для СЕВ основні рівні та інтервали варіювання наведено в табл. 3.6.

Таблиця 3.6. Основний рівень та інтервал варіювання для СЕВ

Показник	X1, м/с		X2, °C		X3, МПа		X4, м	
	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код	Значення	Код
Нижній рівень	0,176	-1	20	-1	0,044	-1	0,015	-1
Верхній рівень	0,471	1	60	1	0,475	1	0,025	1

За допомогою отриманих експериментальних даних (табл. Б.4), будуюмо залежність коефіцієнта тертя для СЕВ від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_1 = 0,502 + 0,011X_1 + 0,056X_2 - 0,007X_3 + 0,007X_4 + 0,004X_1X_2 + 0,001X_1X_3 - 0,001X_1X_4 + 0,001X_2X_3 - 0,001X_2X_4 - 0,502X_3X_4 - 0,003X_1X_2X_3 + 0,003X_1X_2X_4 - 0,011X_1X_3X_4 - 0,056X_2X_3X_4 - 0,035X_1X_2X_3X_4$$

Залежність коефіцієнта бічного тиску для СЕВ від швидкості обертання ротора, температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу

$$Y_2 = 0,276 - 0,011X_1 + 0,003X_2 + 0,009X_3 - 0,009X_4 - 0,004X_1X_2 + 0,021X_1X_3 - 0,021X_1X_4 - 0,015X_2X_3 + 0,015X_2X_4 - 0,276X_3X_4 + 0,006X_1X_2X_3 - 0,006X_1X_2X_4 + 0,011X_1X_3X_4 - 0,029X_2X_3X_4 + 0,004X_1X_2X_3X_4$$

З використанням наведених рівнянь регресії було отримано графічні залежності коефіцієнтів тертя та бічного тиску від змінних параметрів для досліджених полімерних матеріалів.

### 3.3.3. Дослідження залежностей коефіцієнта тертя

Для кожного полімеру параметри, що не вказані під графіками дорівнюють найнижчим значенням із діапазону повного факторного експерименту для відповідного матеріалу.

#### 3.3.3.1. Полістирол

На рис.3.12–3.23 наведено графічні залежності значень коефіцієнта тертя від змінних параметрів для ПС.

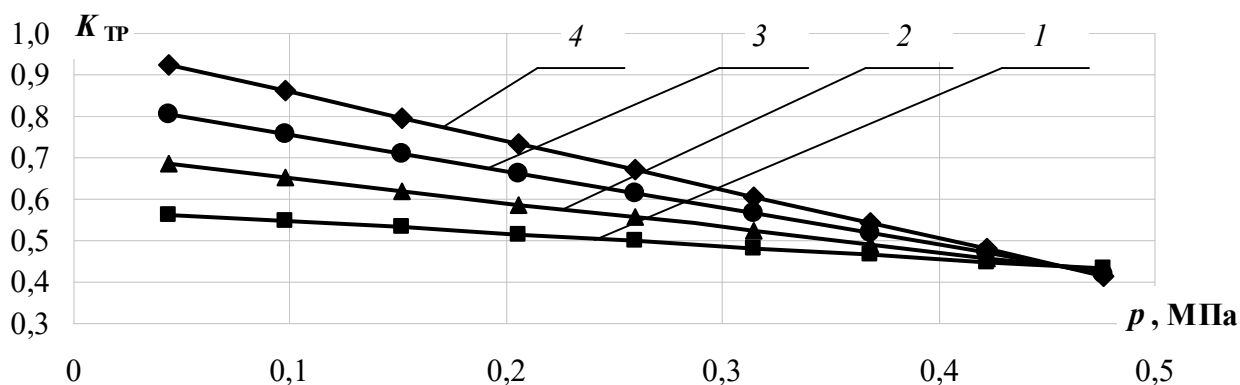


Рис. 3.12. Залежність коефіцієнта тертя ПС від тиску за різної температури, °C:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

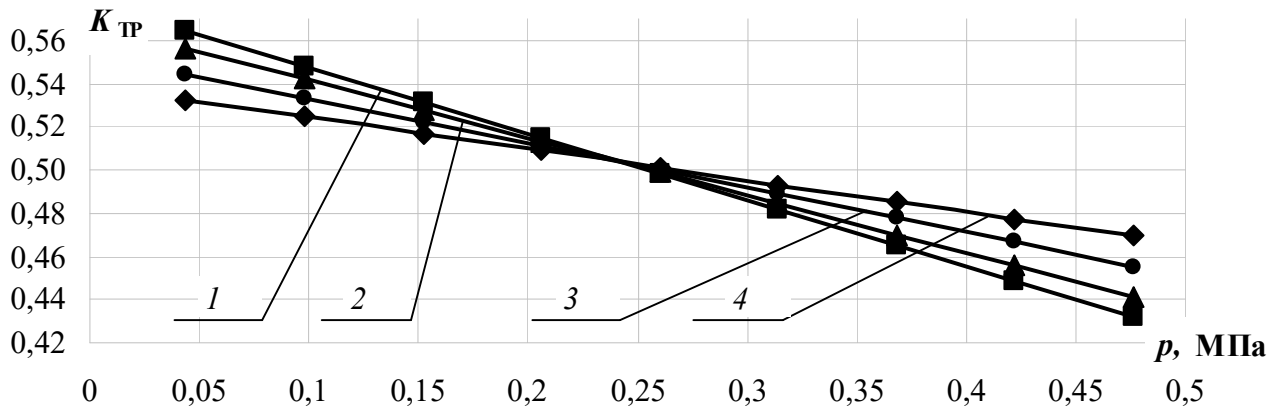


Рис. 3.13. Залежність коефіцієнта тертя ПС від тиску за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

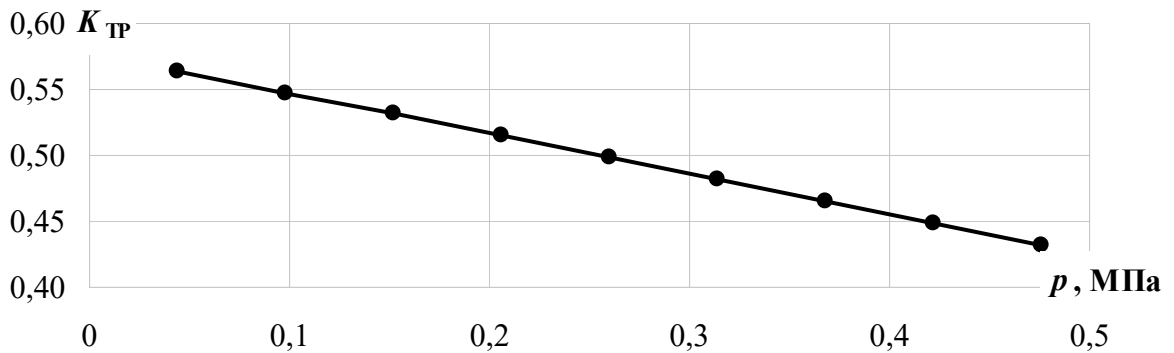


Рис. 3.14. Залежність коефіцієнта тертя ПС від тиску за умови різної кількості гранул по висоті робочого каналу

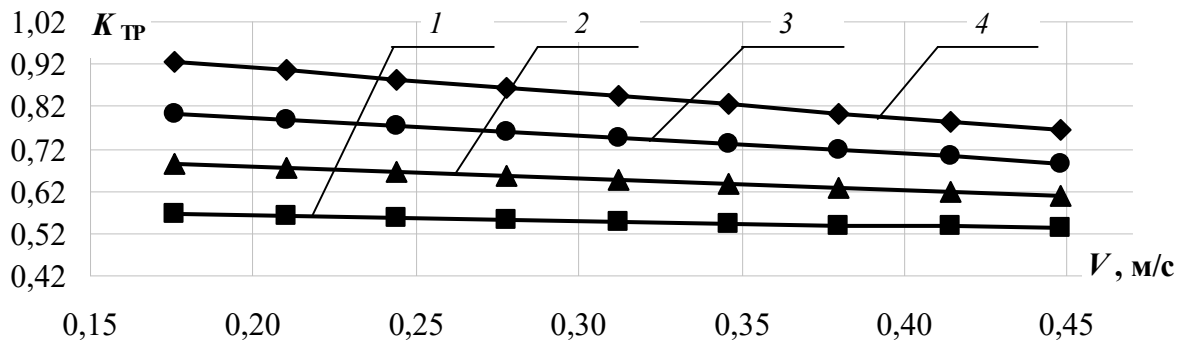


Рис. 3.15. Залежність коефіцієнта тертя ПС від швидкості за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

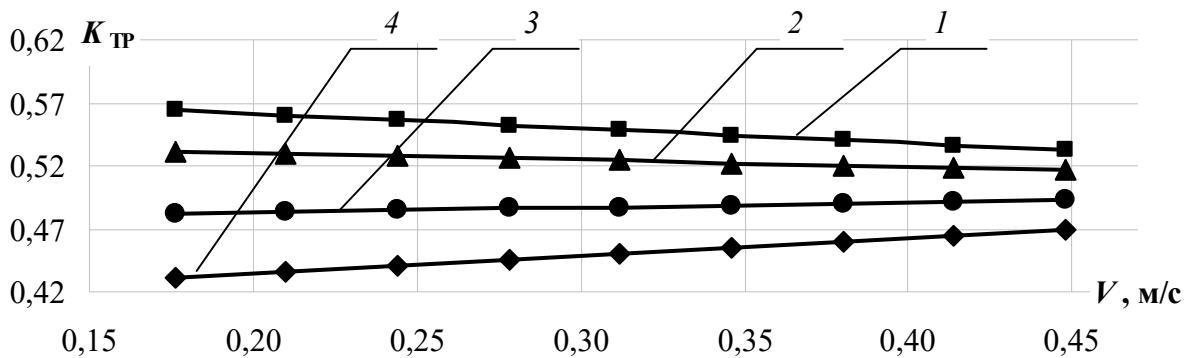


Рис. 3.16. Залежність коефіцієнта тертя ПС від швидкості за різного тиску, МПа:  
1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

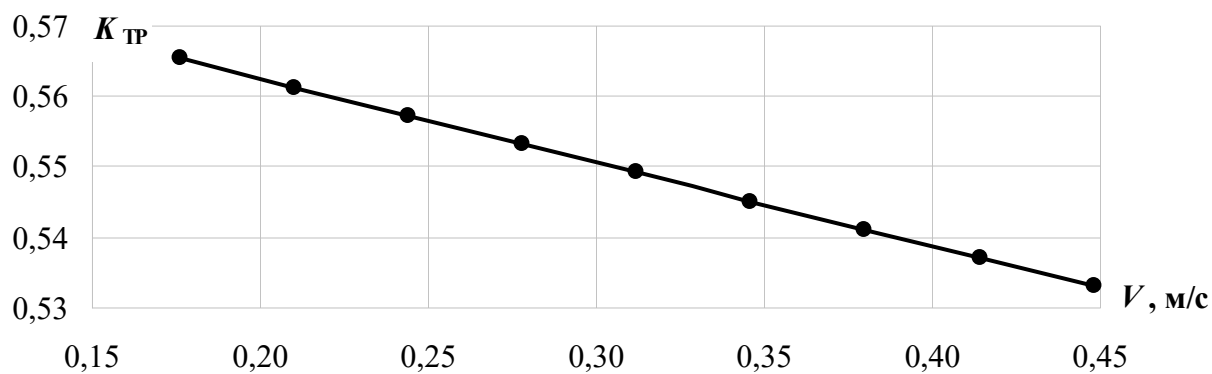


Рис. 3.17. Залежність коефіцієнта тертя ПС від швидкості за умови різної кількості гранул по висоті робочого каналу

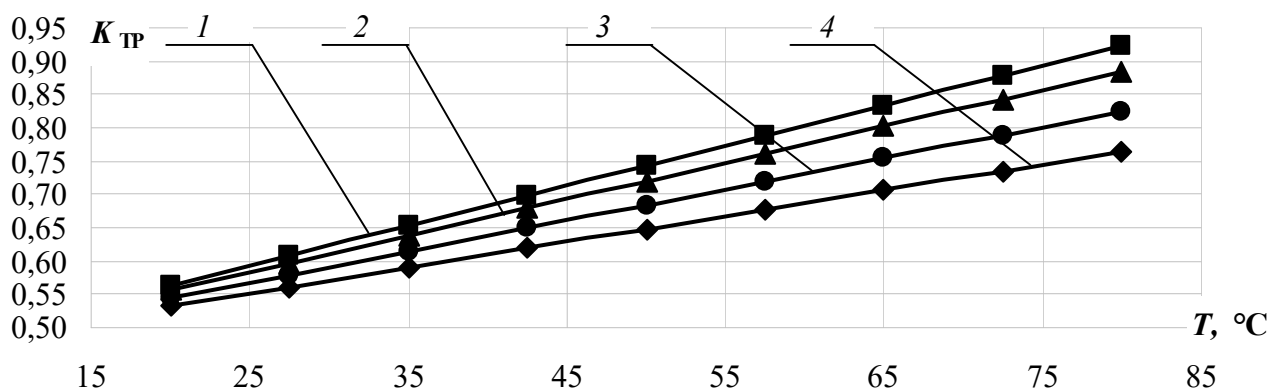


Рис. 3.18. Залежність коефіцієнта тертя ПС від температури за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

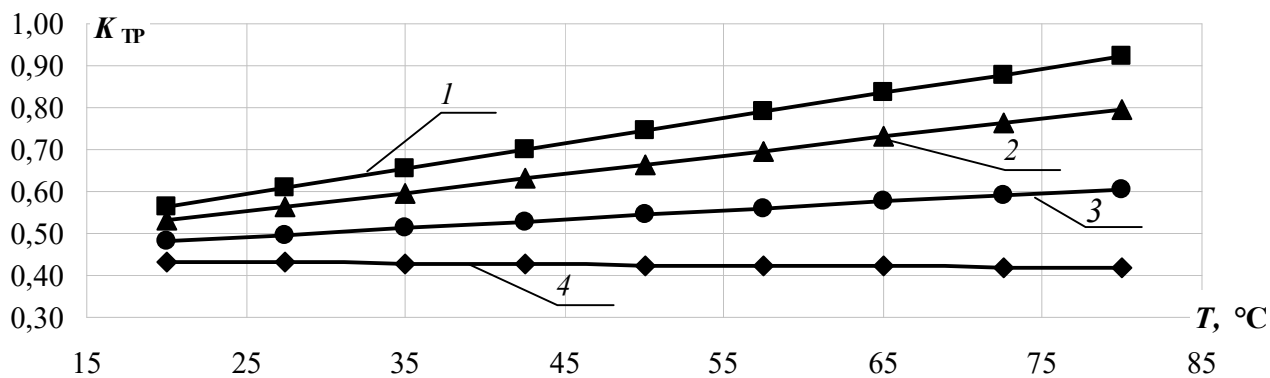


Рис. 3.19. Залежність коефіцієнта тертя ПС від температури за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

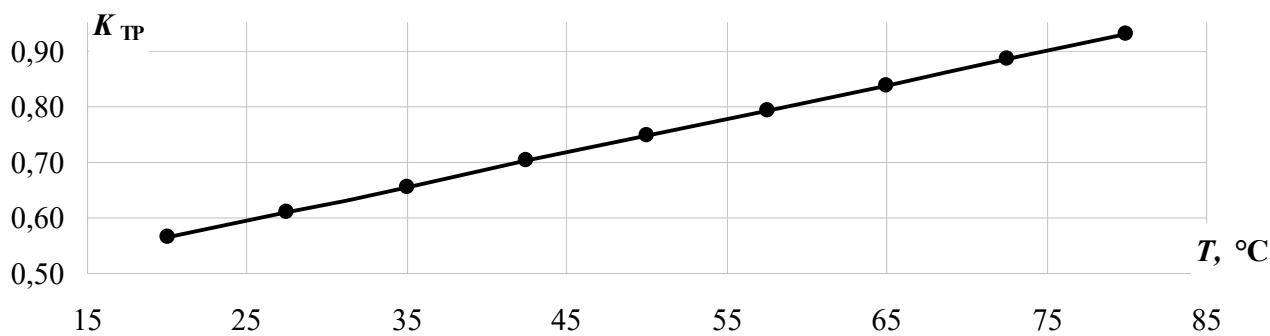


Рис. 3.20. Залежність коефіцієнта тертя ПС від температури за умови різної кількості гранул по висоті робочого каналу

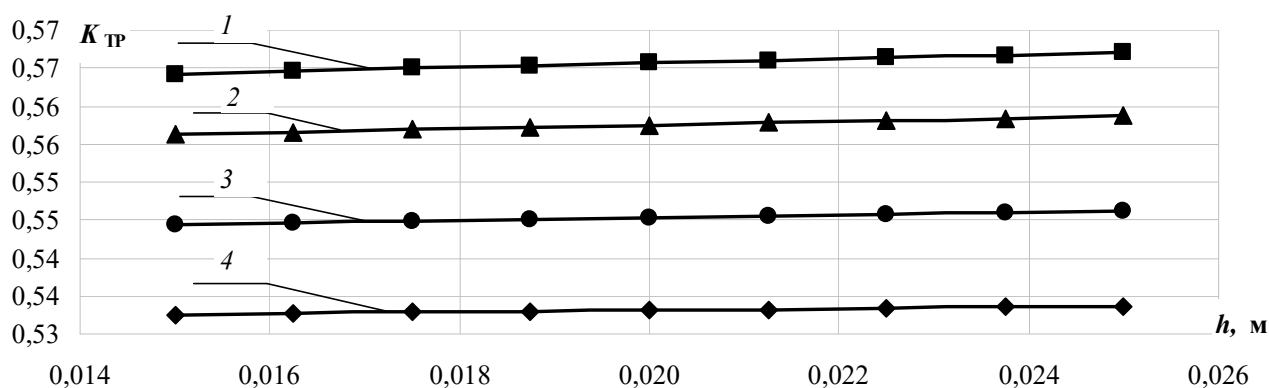


Рис. 3.21. Залежність коефіцієнта тертя ПС від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

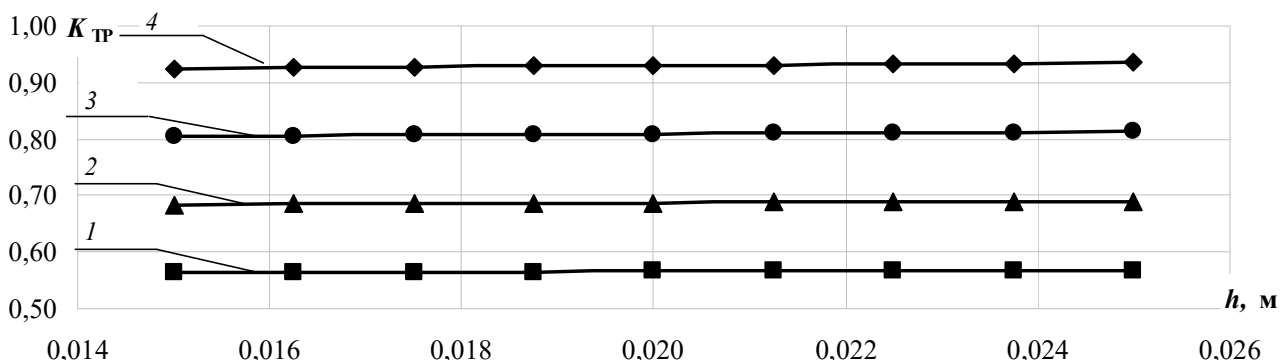


Рис. 3.22. Залежність коефіцієнта тертя ПС від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

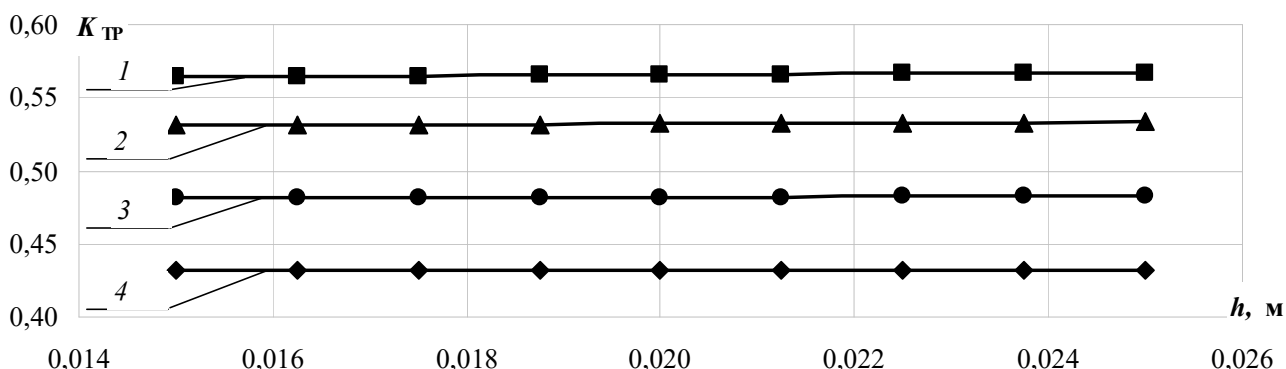


Рис. 3.23. Залежність коефіцієнта тертя ПС від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

З наведених на рис. 3.12–3.14 залежностей коефіцієнта тертя від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальне зменшення коефіцієнта тертя від тиску. При цьому збільшенні температури (див. рис. 3.12) призводить до більшої відмінності коефіцієнтів тертя при зміні тиску. Стрімке зниження коефіцієнта тертя при вищій температурі можна пояснити розм'якшенням гранул ПС у разі нагрівання, що призводить до його руйнування на границях тертя з утворенням дрібної фракції.

З рис. 3.13 помітно зниження коефіцієнта тертя від тиску, причому при значеннях тиску до 0,23 МПа менші значення швидкості відповідають більшим

значенням коефіцієнта тертя, а при збільшенні тиску – навпаки, більші значення швидкості відповідають більшим значенням коефіцієнта тертя. Це можна пояснити зменшенням міцності при зсуві через розм'якшення поверхневого шару при збільшенні навантаження при тиску до 0,23 МПа, а за подальшого збільшення тиску одночасне збільшення швидкості через виділення теплової енергії приводить до збільшення коефіцієнта тертя, що спричинює нагрівання поверхонь тертя, розм'якшення гранул ПС і відповідного збільшення тертя [111].

З рис. 3.14 із спадною залежністю коефіцієнта тертя від тиску помітно відсутність залежності від кількості гранул по висоті робочого каналу, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу. Це можна пояснити тим, що гранули ПС внаслідок своєї форми та міцності майже не стискаються в усьому діапазоні значень кількості гранул по висоті робочого каналу, тобто відсутністю впливу тертя між гранулами на тертя по досліджуваній металевій поверхні в разі збільшення тиску.

На рис. 3.15–3.17 наведено зміну коефіцієнта тертя від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. При цьому збільшення швидкості за збільшення температури (див. рис. 3.15) не змінює визначеної тенденції до незначного зниження коефіцієнта тертя, так само, як і за збільшення тиску (див. рис. 3.16). Також помітно, що кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.17) не впливає на зміну коефіцієнта тертя в разі збільшення швидкості. Загальну тенденцію до зниження коефіцієнта тертя за умови збільшення швидкості можна пояснити тим, що в цьому разі збільшується взаємне проковзування гранул, при цьому форма гранул набуває меншого впливу.

На рис. 3.18–3.20 наведено зміну коефіцієнта тертя від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. При цьому помітно загальну тенденцію до збільшення коефіцієнта тертя від тиску, що є наслідком розм'якшення гранул ПС у разі підвищення температури. При цьому збільшення швидкості (див. рис. 3.18) характер зростання не змінює, а більші значення швидкості відповідають більшим значенням коефіцієнта тертя. Збільшення тиску (див. рис. 3.19) призводить до більших значень коефіцієнта тертя одночасно із збільшенням температури, не змінюючи загальний характер залежності. Кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.20) не впливає на характер збільшення коефіцієнта тертя в разі збільшення температури при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.21–3.23 наведено зміну коефіцієнта тертя від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. Загальна залежність між зміною кількості гранул по висоті робочого каналу на значення коефіцієнта тертя відсутня (див. рис. 3.14, 3.17., 3.20), при цьому менші значення швидкості (див. рис. 3.21) та тиску (див. рис. 3.23) відповідають більшим значенням коефіцієнта тертя, а для температури (див. рис. 3.22) навпаки – зростання температури сприяє зменшенню коефіцієнта тертя.

### 3.3.3.2. Поліетилен високої густини

На рис. 3.24–3.35 наведено графічні залежності значень коефіцієнта тертя від змінних параметрів для ПЕВГ.

З наведених на рис. 3.24–3.26 залежностей коефіцієнта тертя від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальне зменшення коефіцієнта тертя в разі збільшення тиску.

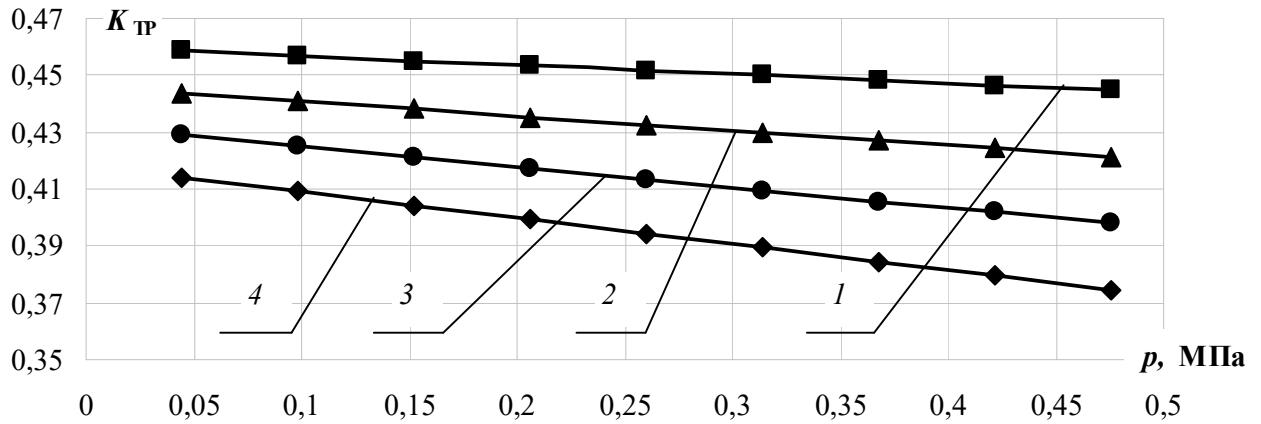


Рис. 3.24. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від тиску за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

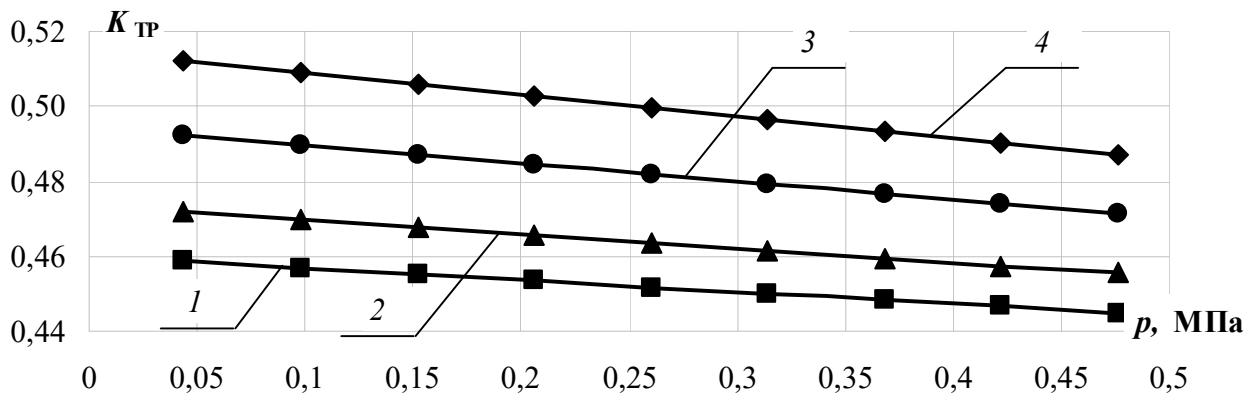


Рис. 3.25. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від тиску за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

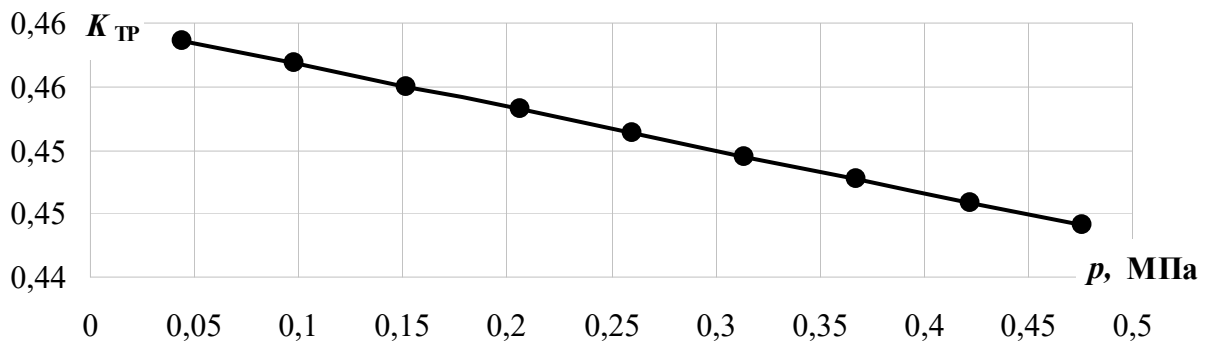


Рис. 3.26. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу

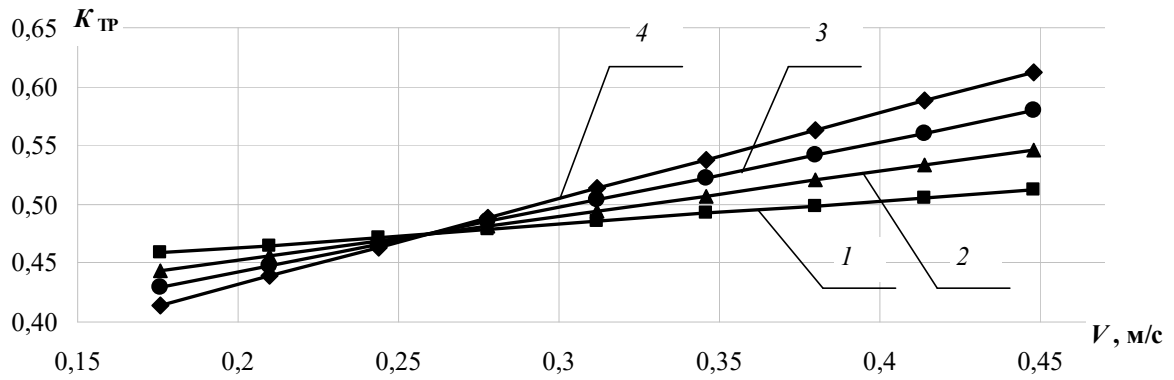


Рис. 3.27. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від швидкості за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

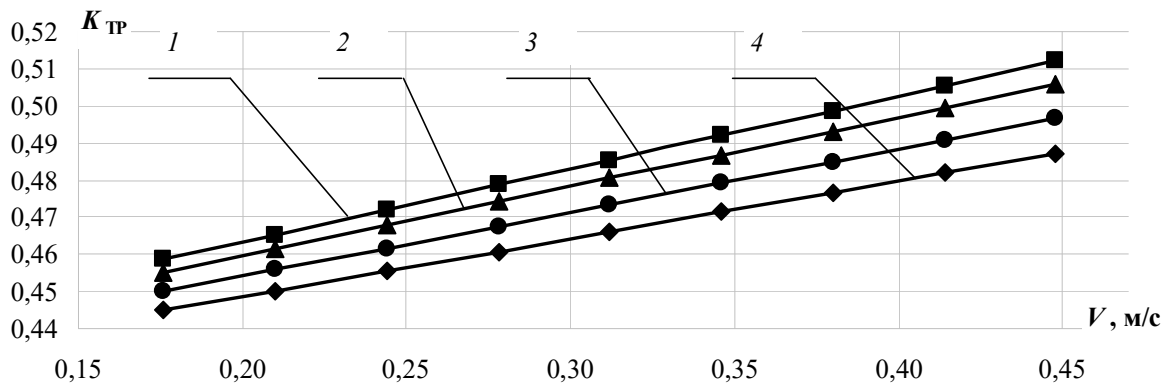


Рис. 3.28. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від швидкості за різного тиску, МПа:  
1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

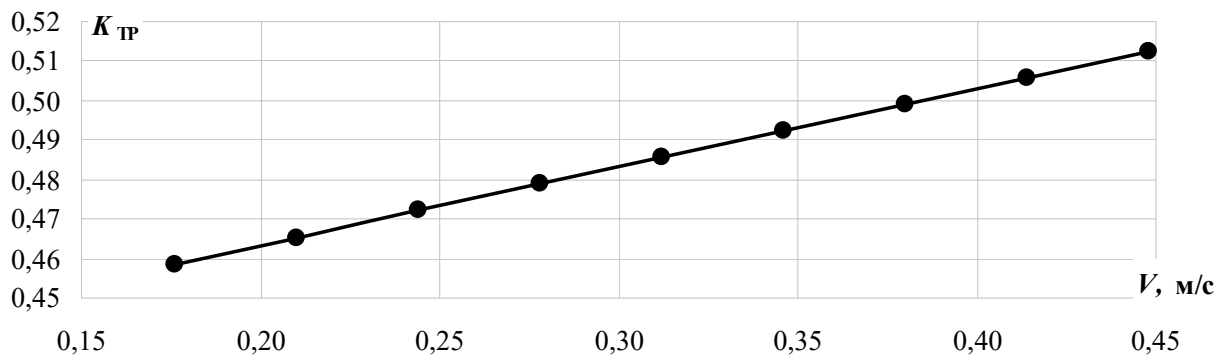


Рис. 3.29. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від швидкості за різної кількості гранул по висоті робочого каналу

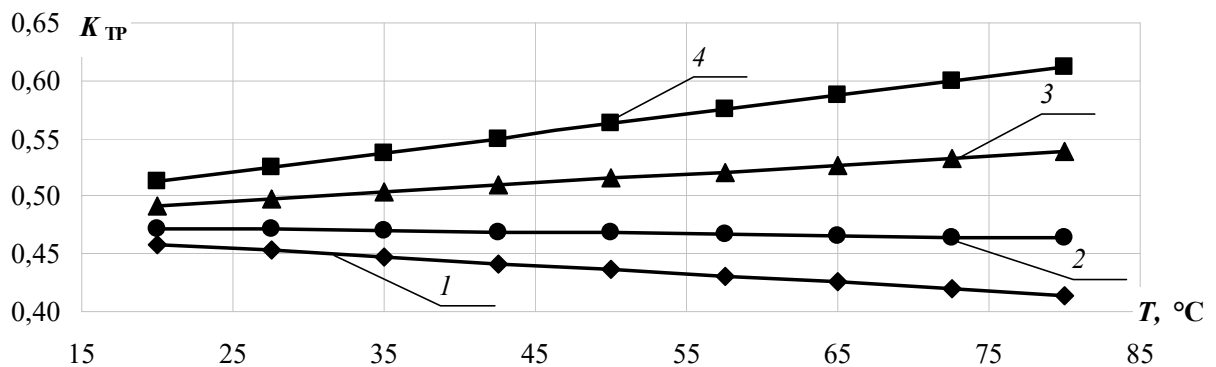


Рис. 3.30. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від температури за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

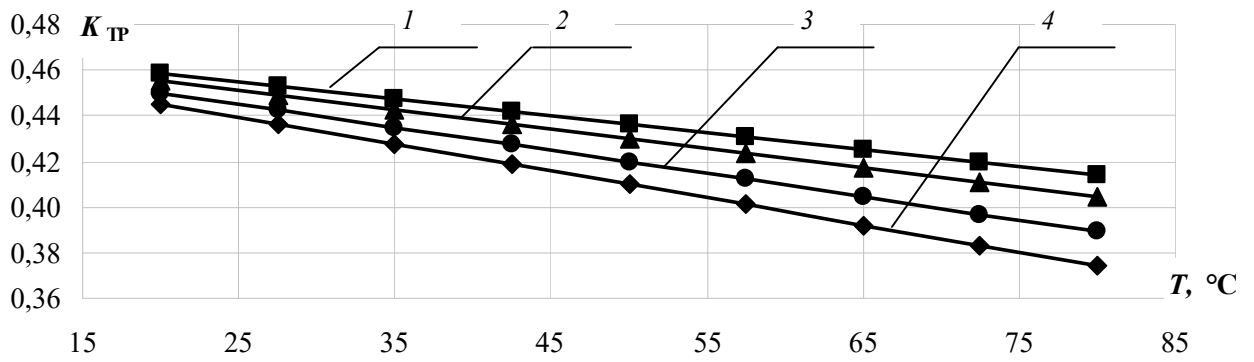


Рис. 3.31. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від температури за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

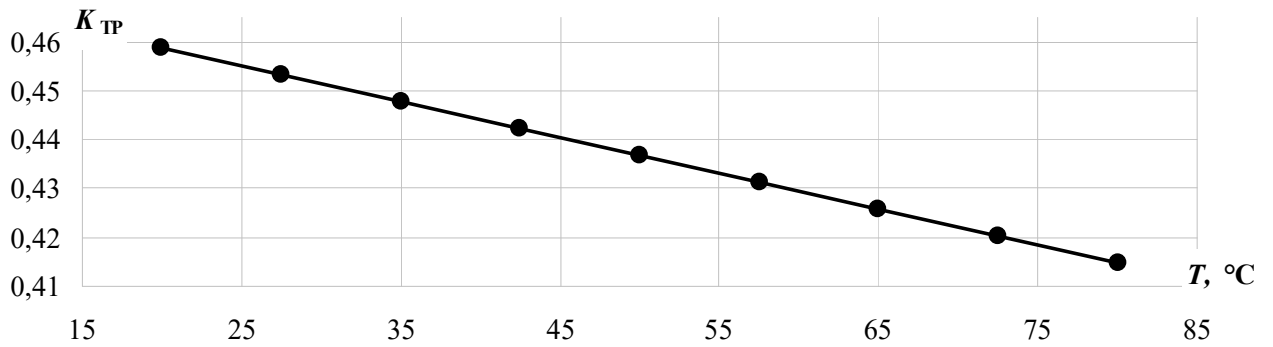


Рис. 3.32. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від температури за різної кількості гранул по висоті робочого каналу

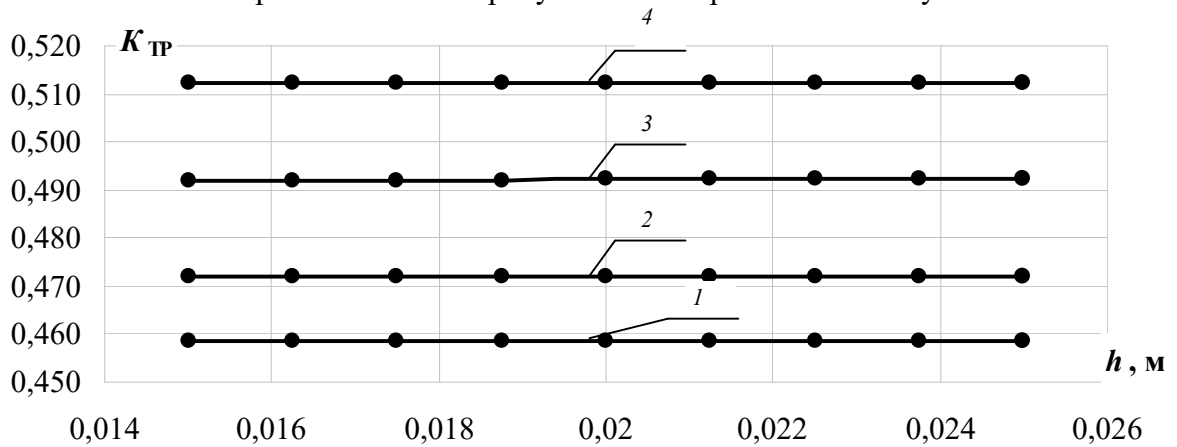


Рис. 3.33. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

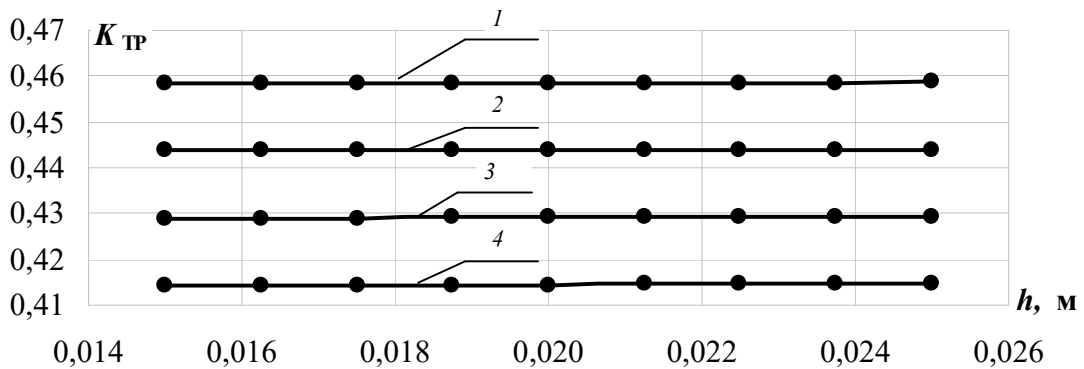


Рис. 3.30. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

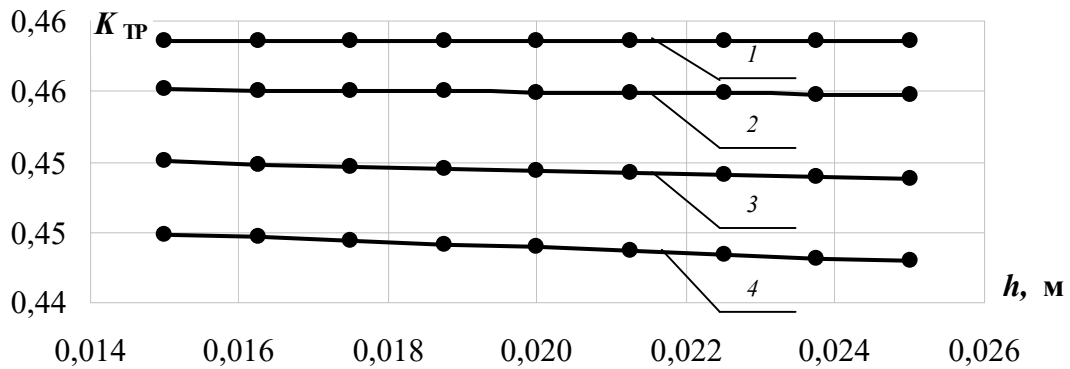


Рис. 3.35. Залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

З рис. 3.24 помітно, що за мінімальної температури дослідження 20 °С тиск змінюється повільніше, ніж при максимальній для ПЕВГ температурі 80 °С. Також помітно, що підвищення швидкості при незмінному рівні тиску (див. рис. 3.25) призводить до збільшення коефіцієнта тертя, що зумовлено підвищенням температури контакту поверхонь від енергії дисипації. Кількість гранул по висоті робочого каналу загалом не впливає на залежність коефіцієнта тертя ПЕВГ від тиску (див. рис. 3.26), при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

З рис. 3.27–3.29 помітно зміну коефіцієнта тертя від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Загальна тенденція показує збільшення коефіцієнта тертя при збільшенні швидкості, але у разі додаткової дії температури (див. рис. 3.27) помітно, що за значень швидкості приблизно до 0,27 м/с менше значення температури відповідає більшому значенню коефіцієнта тертя, а при збільшенні швидкості вище 0,27 м/с залежність змінюється до оберненої – більшому значенню температури відповідає більше значення коефіцієнта тертя. Зміна тиску (див. рис. 3.28) не впливає на зростання коефіцієнта тертя в разі зміни швидкості, при цьому при підвищенні тиску збільшується і значення коефіцієнта тертя при однаковій швидкості. Кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.29) не впливає на залежність коефіцієнта тертя від тиску, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

З рис. 3.30–3.32 помітно зміну коефіцієнта тертя від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. При цьому при додатковій зміні швидкості (див. рис. 3.30) залежність коефіцієнта тертя від температури змінюється від спадної для значень швидкості 0,176 м/с до зростаючої при значення швидкості 0,448 м/с. Зміна тиску (див. рис. 3.31) мало впливає на залежність коефіцієнта тертя від температури, що загалом є спадною, при цьому меншим значенням тиску відповідають більші значення коефіцієнта тертя.

На рис. 3.33–3.35 наведено зміну коефіцієнта тертя від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. При цьому помітно, що кількість гранул по висоті робочого каналу для ПЕВГ майже не впливає на значення коефіцієнтів тертя.

### 3.3.3.3. Севілен

На рис. 3.36–3.47 наведено графічні залежності значень коефіцієнта тертя від змінних параметрів для СЕВ.

З наведених на рис. 3.36–3.38 залежностей коефіцієнта тертя від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальне зменшення коефіцієнта тертя від тиску. Одночасне збільшення температури (див. рис. 3.36) призводить до збільшення коефіцієнта тертя, так само, як і за збільшення швидкості (див. рис. 3.37), при цьому збільшення швидкості також приводить до більш стрімкої зміни залежності у разі підвищення тиску. Також помітно, що кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.38) дещо впливає на значення коефіцієнта тертя при одному й тому самому тиску, при чому при менших значеннях тиску вплив кількості гранул по висоті робочого каналу відсутній, а при його збільшенні – відповідно збільшується.

На рис. 3.39–3.41 наведено зміну коефіцієнта тертя від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Помітно загальне зростання коефіцієнта тертя при збільшенні швидкості, при цьому одночасне збільшення температури (див. рис. 3.39) призводить до збільшення значень коефіцієнтів тертя, а одночасне збільшення швидкості (див. рис. 3.40) – навпаки, призводить до зменшення відповідних значень коефіцієнтів тертя. Кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.41) не впливає на залежність коефіцієнта тертя від тиску, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

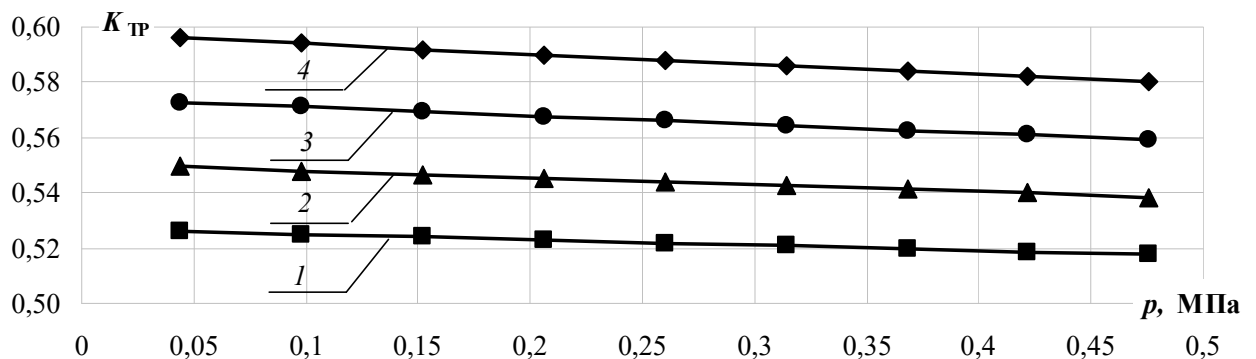


Рис. 3.36. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від тиску за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

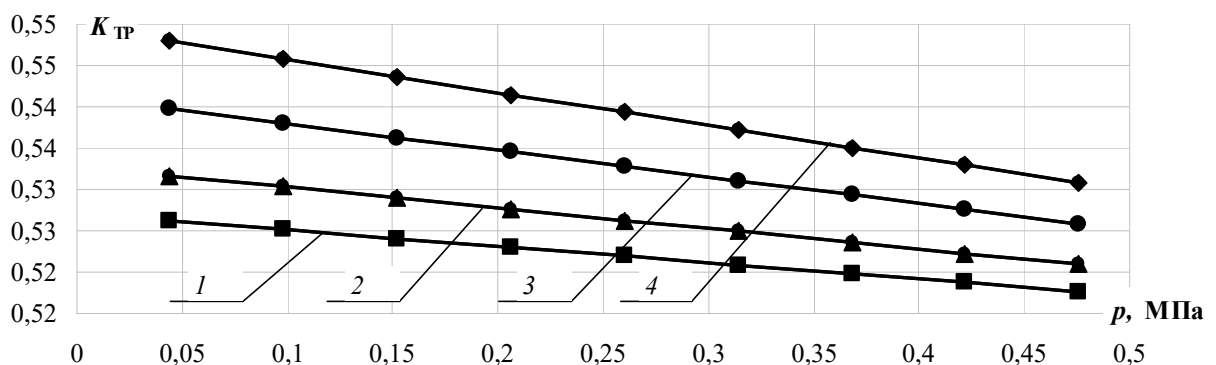


Рис. 3.37. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від тиску за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

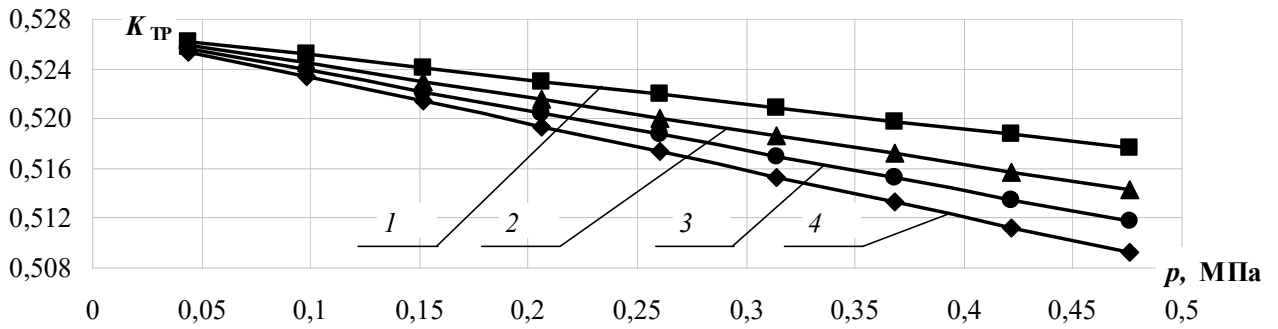


Рис. 3.38. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

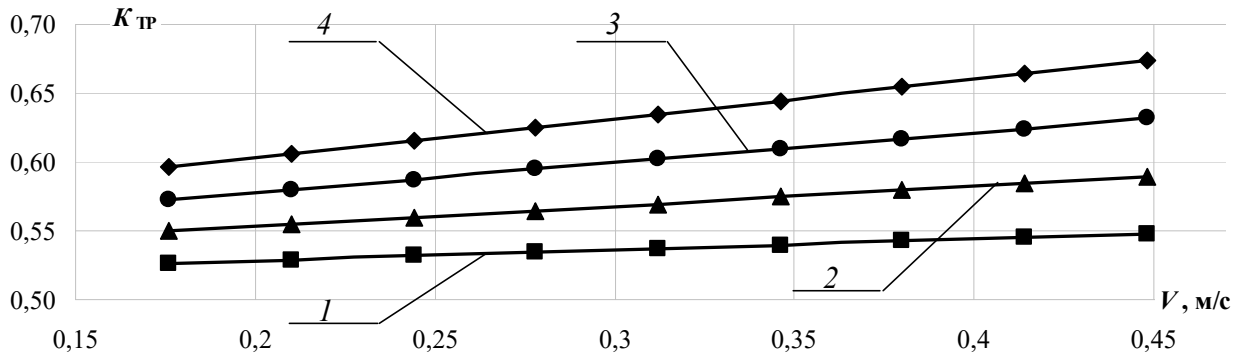


Рис. 3.39. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від швидкості за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

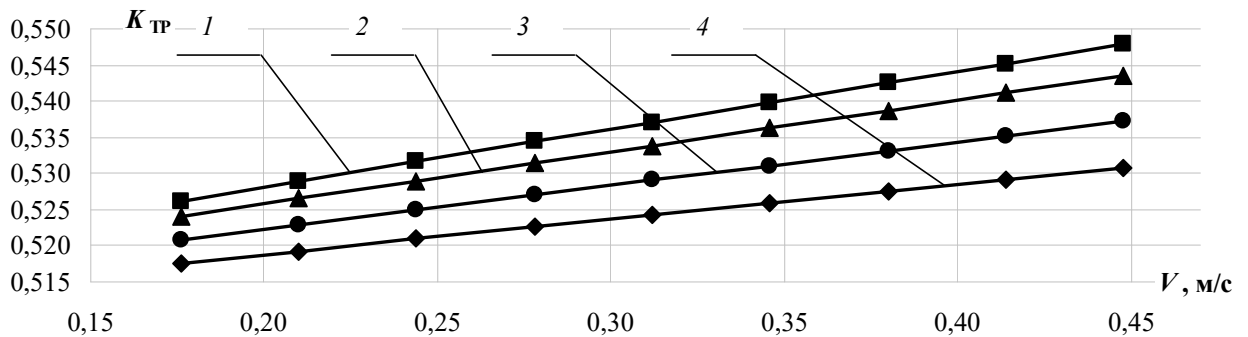


Рис. 3.40. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від швидкості за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

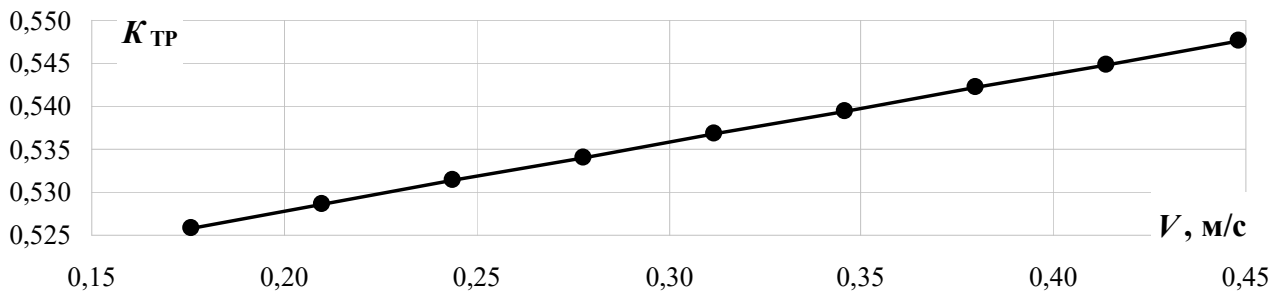


Рис. 3.41. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від швидкості за різної кількості гранул по висоті робочого каналу

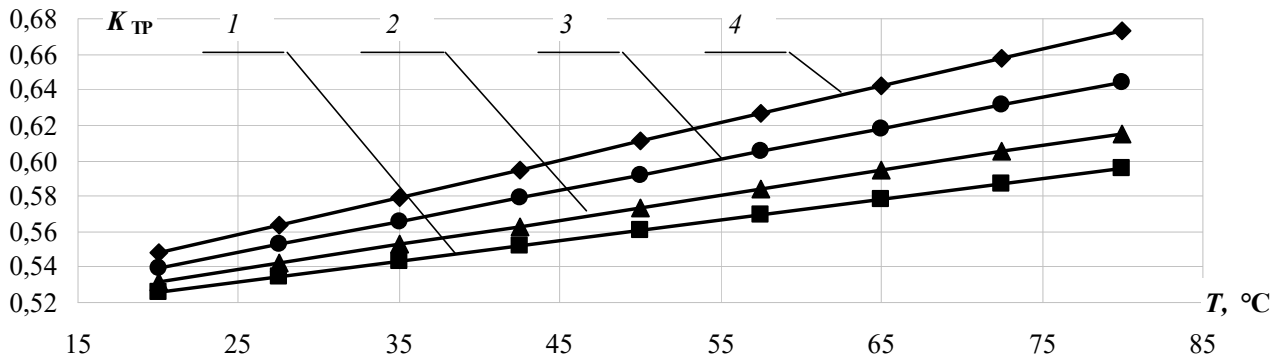


Рис. 3.42. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від температури за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

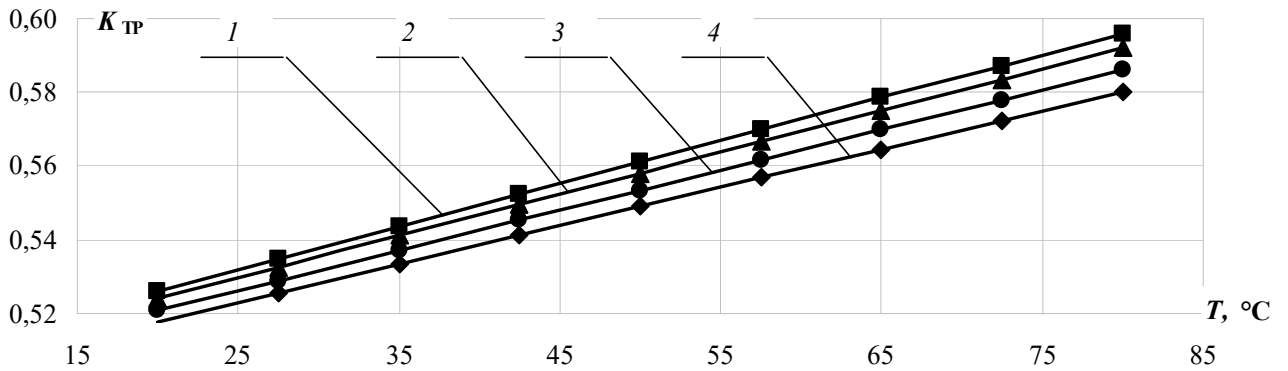


Рис. 3.43. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від температури за різного тиску, МПа:  
1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

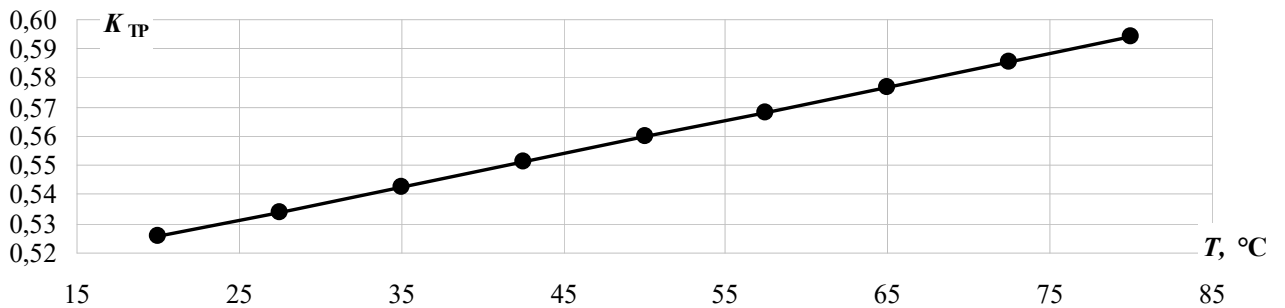


Рис. 3.44. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від температури за різної кількості гранул по висоті робочого каналу

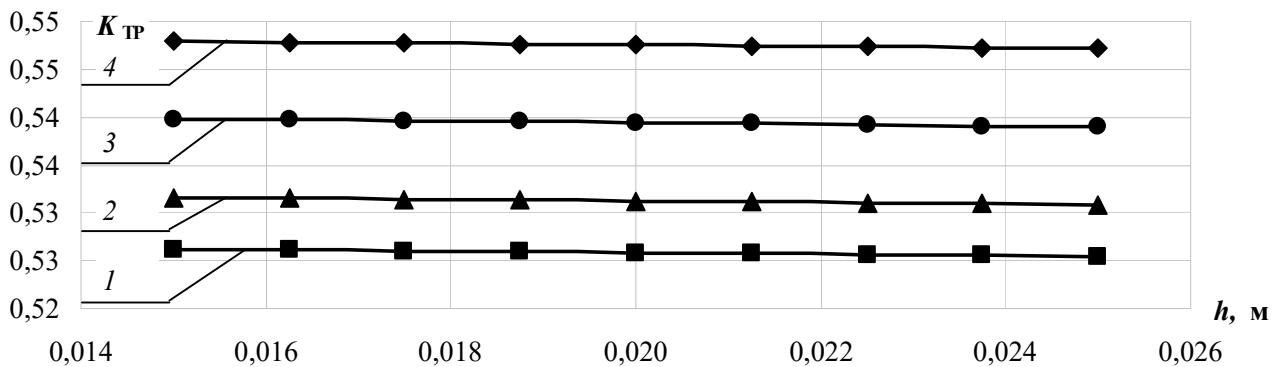


Рис. 3.45. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

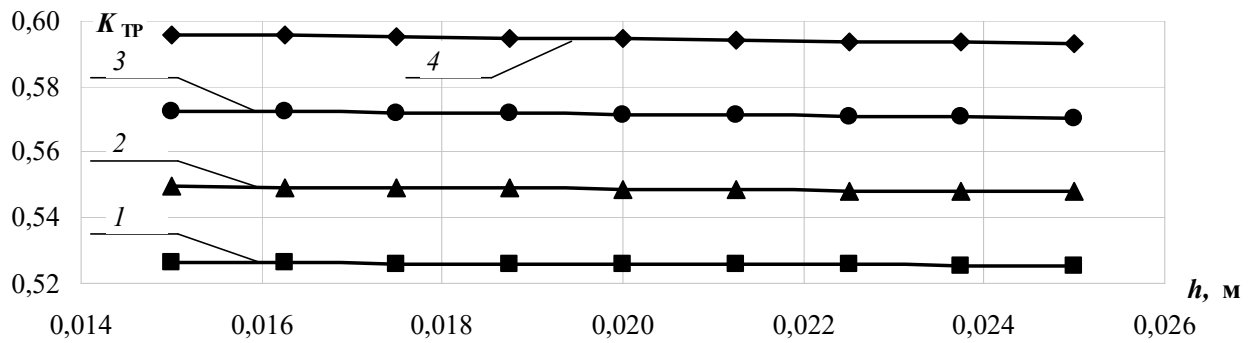


Рис. 3.46. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

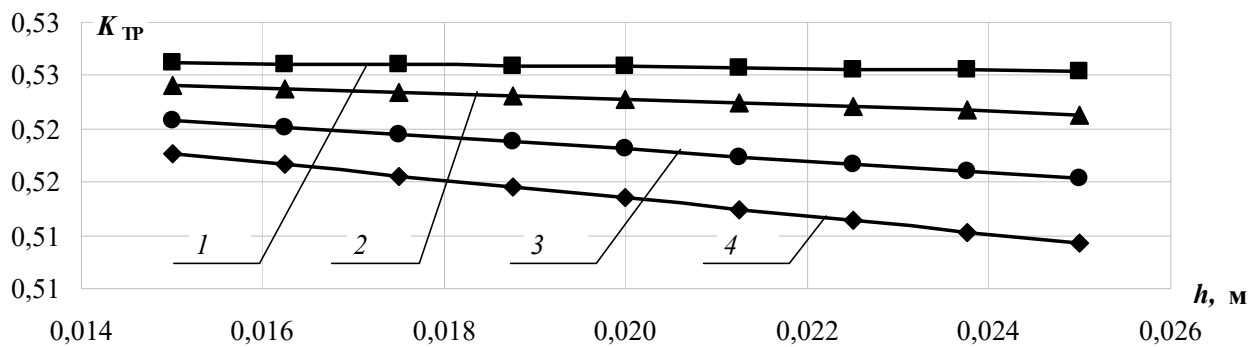


Рис. 3.47. Залежність коефіцієнта тертя СЕВ від кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

З наведених на рис. 3.42–3.44 залежностей коефіцієнта тертя від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальне збільшення коефіцієнта тертя при збільшенні тиску. Одночасне збільшення температури (див. рис. 3.39) призводить до зростання коефіцієнта тертя, збільшення тиску (див. рис. 3.40) – до незначного зменшення, а зміна кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.41) – не впливає на відповідну зміну значень коефіцієнтів тертя, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.42–3.44 наведено зміну коефіцієнта тертя від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Помітно загальне зростання коефіцієнта тертя в разі збільшення температури, при цьому одночасне збільшення швидкості (див. рис. 3.42) призводить до зростання коефіцієнта тертя, збільшення тиску (див. рис. 3.43) – до незначного зменшення, а зміна кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.44) – не впливає на відповідну зміну значень коефіцієнтів тертя, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.45–3.47 наведено зміну коефіцієнта тертя від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. При цьому помітно, що кількість гранул по висоті робочого каналу для СЕВ майже не впливає на значення коефіцієнтів тертя в разі зміні швидкості (рис. 3.45) та температури (див. рис. 3.46), а в разі додаткового збільшення тиску (див. рис.

3.47) впливає наступним чином: при нижчому дослідному значенню тиску кількість гранул по висоті робочого каналу не впливає на значення коефіцієнта тертя, а при збільшенні тиску коефіцієнт тертя для відповідних значень кількості гранул по висоті робочого каналу спадає. Останнє можна пояснити високою стисливістю гранул СЕВ, при їх збільшенні ефект стає помітнішим.

### 3.3.3.4. Полівінілхлорид

На рис. 3.48–3.59 наведено графічні залежності значень коефіцієнта тертя від змінних параметрів для ПВХ.

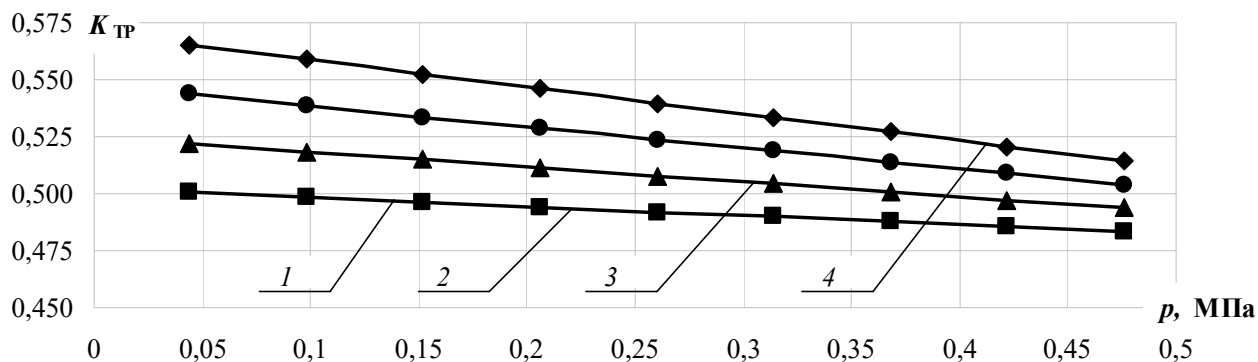


Рис. 3.48. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від тиску за різної температури, °C:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

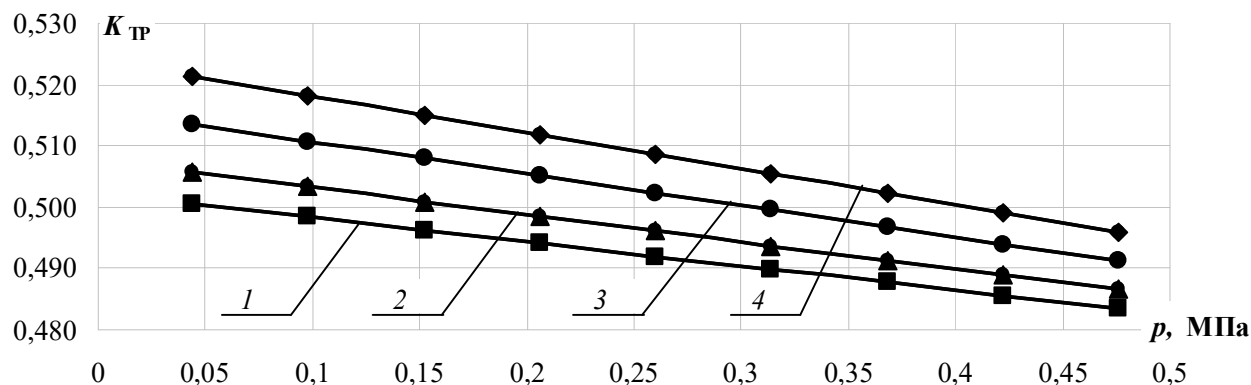


Рис. 3.49. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від тиску за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

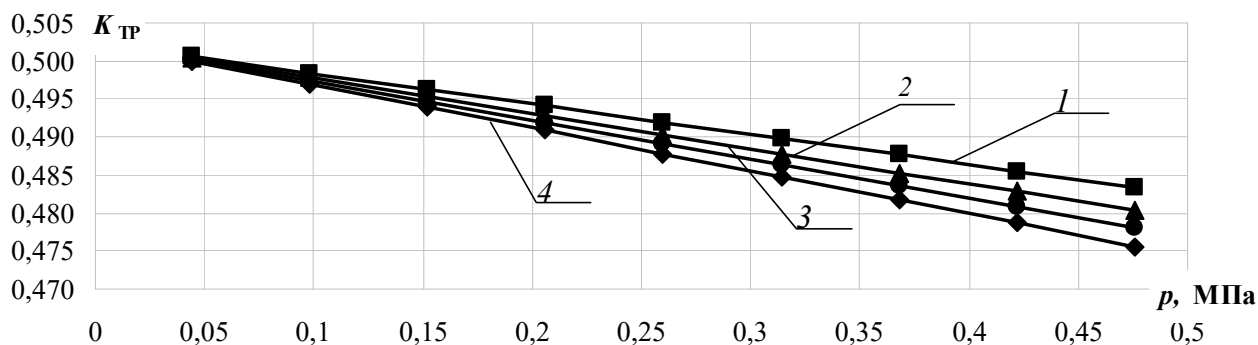


Рис. 3.50. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

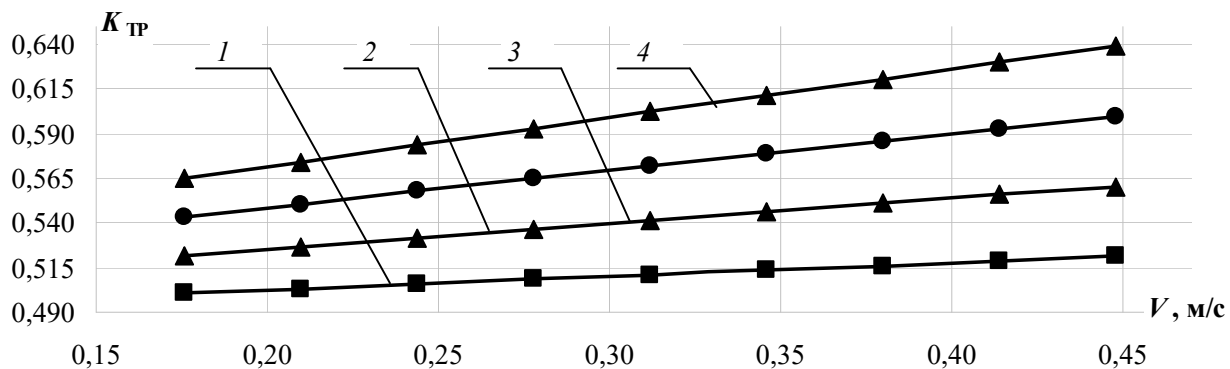


Рис. 3.51. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від швидкості за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

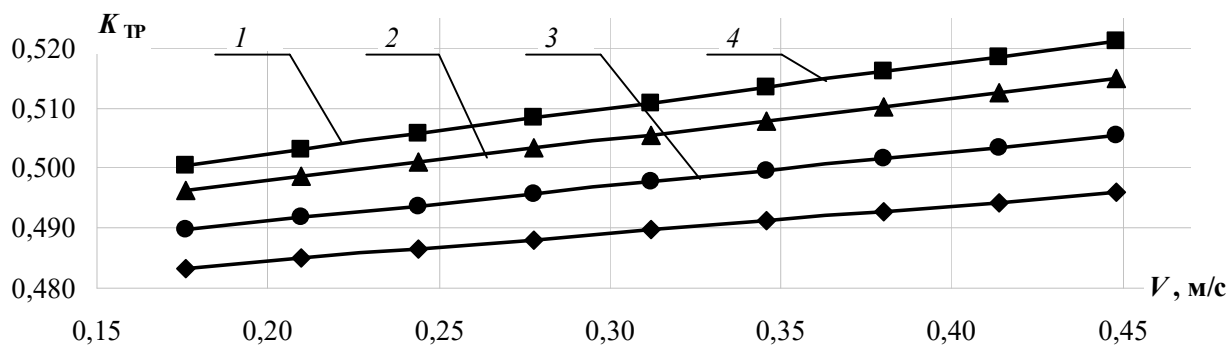


Рис. 3.52. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від швидкості за різного тиску, МПа:  
1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

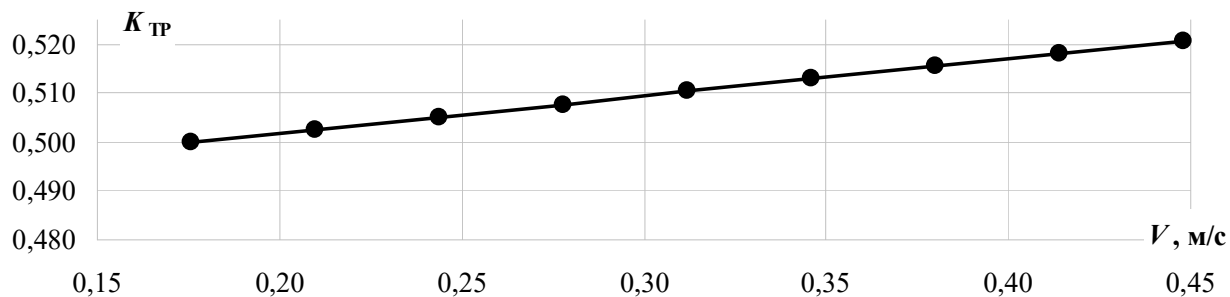


Рис. 3.53. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від швидкості за різної кількості гранул по висоті робочого каналу

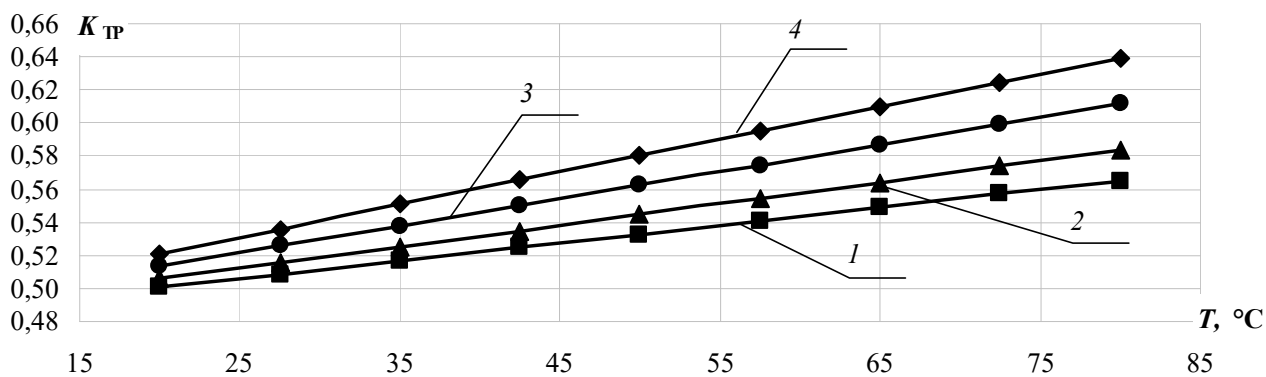


Рис. 3.54. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від температури за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

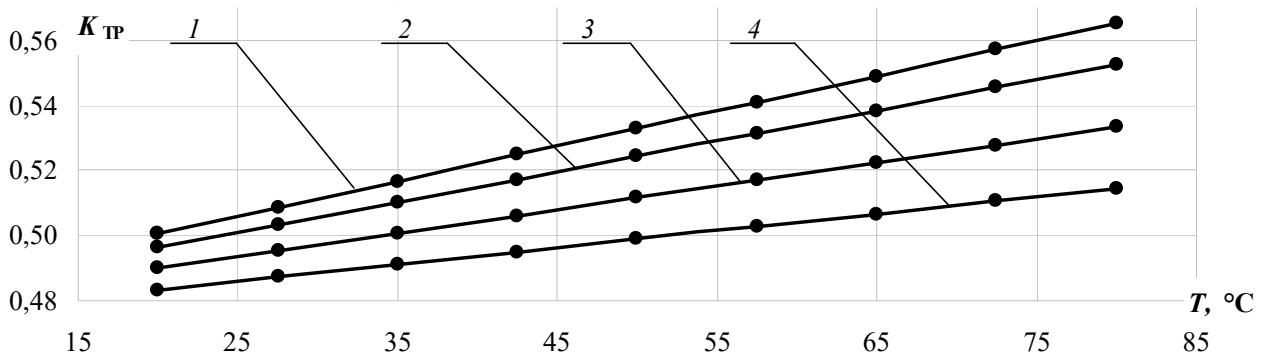


Рис. 3.55. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від температури за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

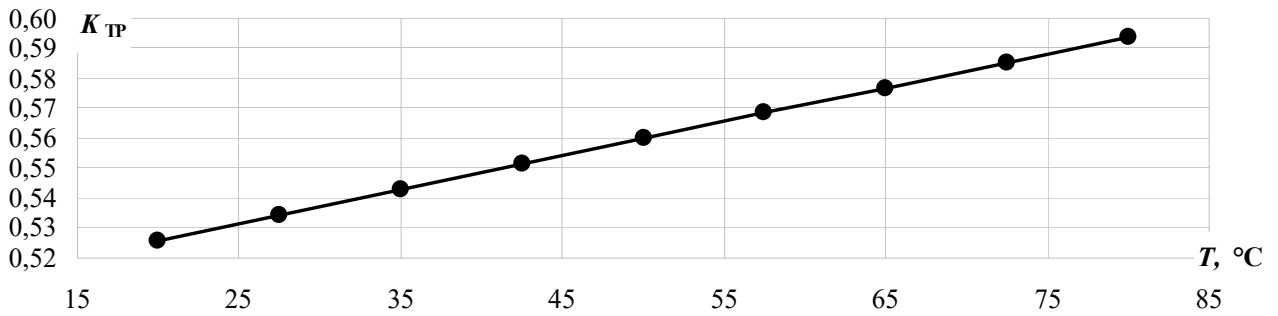


Рис. 3.56. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від температури за різної кількості гранул по висоті робочого каналу

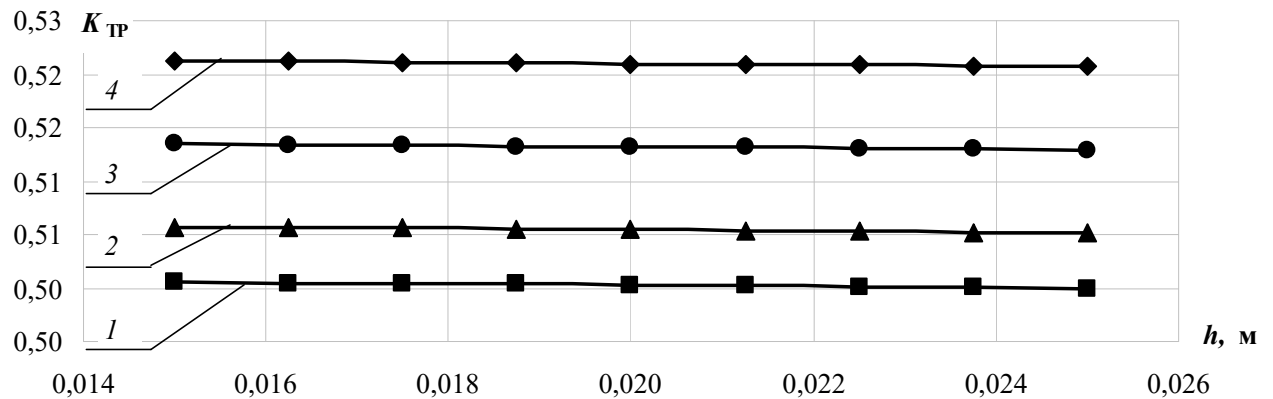


Рис. 3.57. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

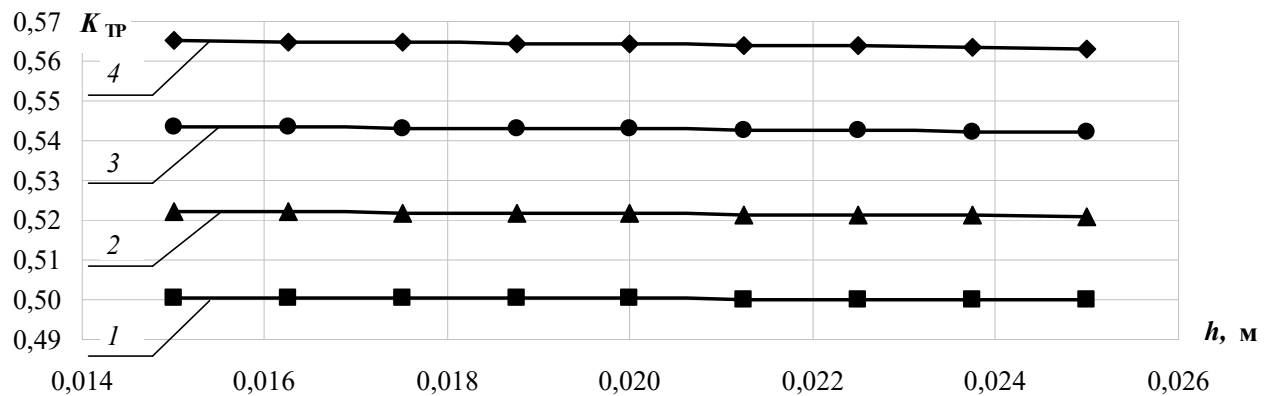


Рис. 3.58. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

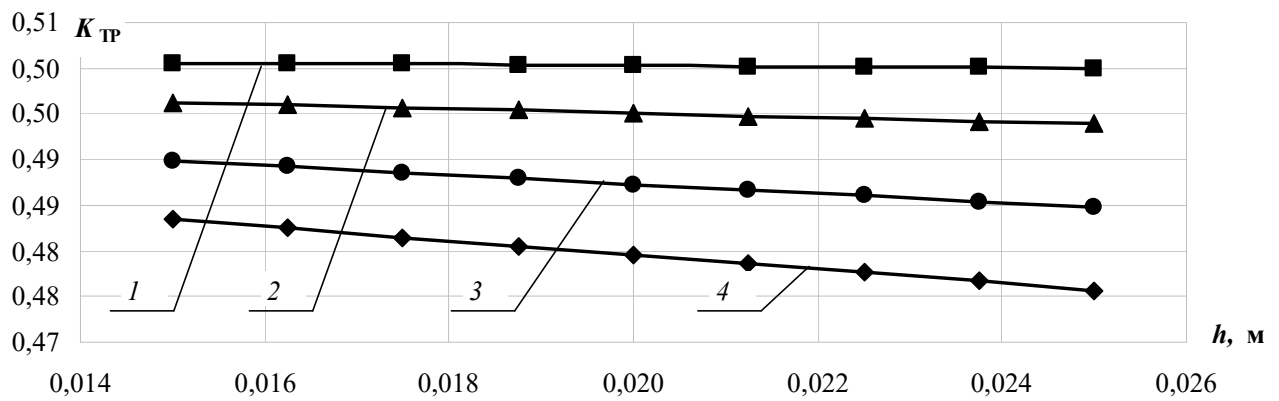


Рис. 3.59. Залежність коефіцієнта тертя ПВХ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

З наведених на рис. 3.48–3.50 залежностей коефіцієнта тертя від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно незначне спадання залежності коефіцієнта тертя від тиску. При цьому збільшення температури (див. рис. 3.48) призводить до відповідного збільшення значень коефіцієнта тертя при однаковому тиску, так само, як і збільшення швидкості (див. рис. 3.49), а кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.50) майже не впливає на відповідну зміну коефіцієнта тертя в разі збільшення тиску на майже всьому діапазоні дослідних значень за винятком максимальних значень тиску, при якому збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу призводить до незначного зменшення відповідних значень коефіцієнта тертя. Останнє можна пояснити тим, що при більшій кількості гранул по висоті робочого каналу збільшення тиску приводить до їх ущільнення і руху як суцільного тіла, коли зникає ефект перекочування гранул одна по одній, тобто зниження ефекту від тертя кочення.

На рис. 3.51–3.53 наведено зміну коефіцієнта тертя від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Загалом характер залежності є зростаючим, при цьому збільшення температури (див. рис. 3.51) призводить до збільшення відповідних значень коефіцієнта тертя, збільшення тиску (див. рис. 3.52) – навпаки, до їх зменшення, а кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.53) не впливає на відповідну зміну коефіцієнтів тертя, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.54–3.56 наведено зміну коефіцієнта тертя від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Помітно загальне збільшення значень коефіцієнта тертя в разі збільшення температури, при цьому збільшення швидкості (див. рис. 3.54) призводить до збільшення відповідних значень коефіцієнтів тертя, збільшення тиску (див. рис. 3.55) – навпаки, до їх зменшення, а кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.56) не впливає на відповідну зміну коефіцієнтів тертя, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.57–3.59 наведено зміну коефіцієнта тертя від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. При цьому помітно, що кількість гранул по висоті робочого каналу для ПВХ майже не впливає на значення коефіцієнтів тертя при зміні швидкості (див. рис. 3.57) та температури (див. рис. 3.58), а збільшення тиску (див. рис. 3.59) призводить до незначного зменшення значень коефіцієнта тертя.

### 3.3.4. Дослідження залежностей коефіцієнта бічного тиску

Для кожного полімеру параметри, що не вказані під графіками дорівнюють найменшим значенням із діапазону повного факторного експерименту для відповідного матеріалу.

#### 3.3.4.1. Полістирол

На рис. 3.60–3.71 наведено графічні залежності значень коефіцієнта бічного тиску від змінних параметрів для ПС.

З наведених на 3.60–3.62 залежностей коефіцієнта бічного тиску від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальну тенденцію до зменшення коефіцієнта бічного тиску при збільшенні тиску, при цьому при одночасному збільшенні температури (див. рис. 3.60) більшим значенням температури відповідають більші значення коефіцієнта тертя на значеннях тиску до 0,26 МПа, а при подальшому збільшенні тиску залежність дії температури змінюється на обернену, коли більшим значенням температури відповідають менші значення коефіцієнтів тертя. Зміна швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.61–3.62) незначно впливають на відповідні значення коефіцієнта бічного тиску таким чином, що збільшення швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу призводить до збільшення значень коефіцієнта бічного тиску.

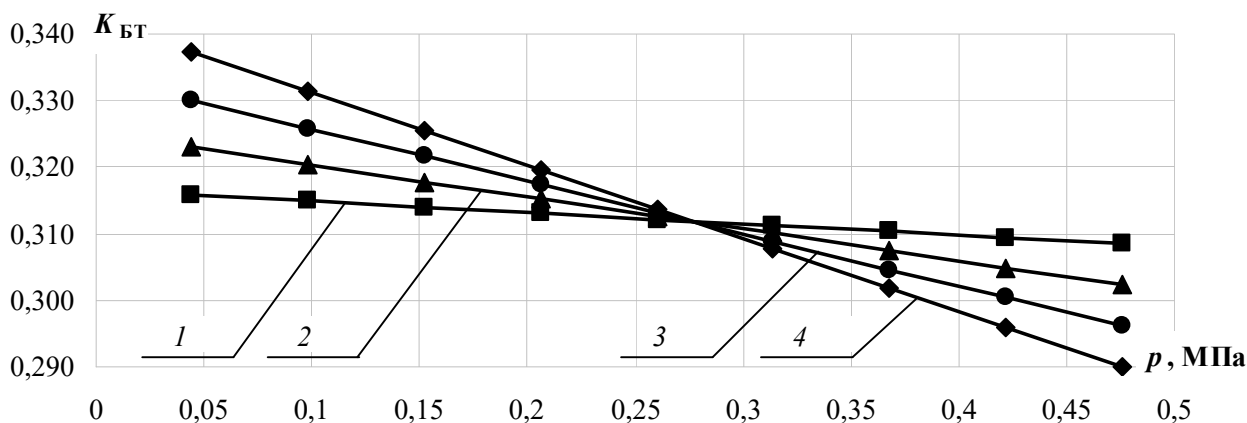


Рис. 3.60. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від тиску за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

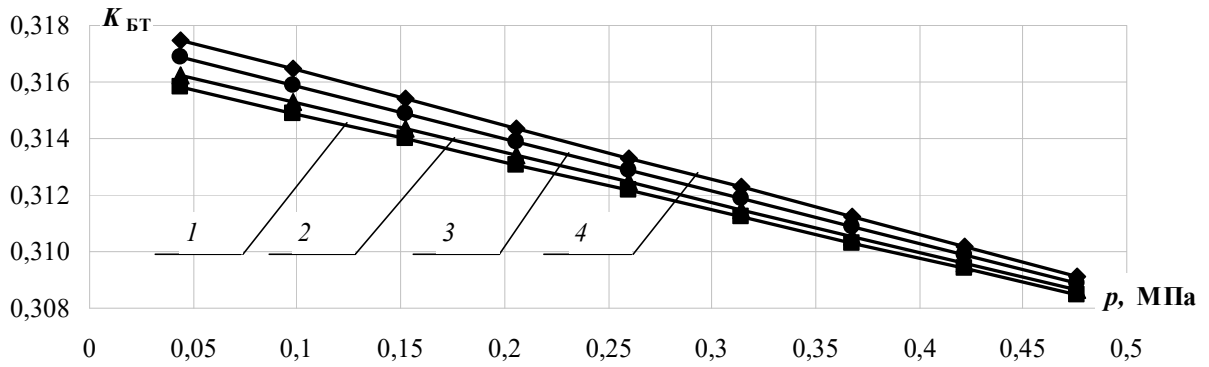


Рис. 3.61. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від тиску за різної швидкості, м/с:  
1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

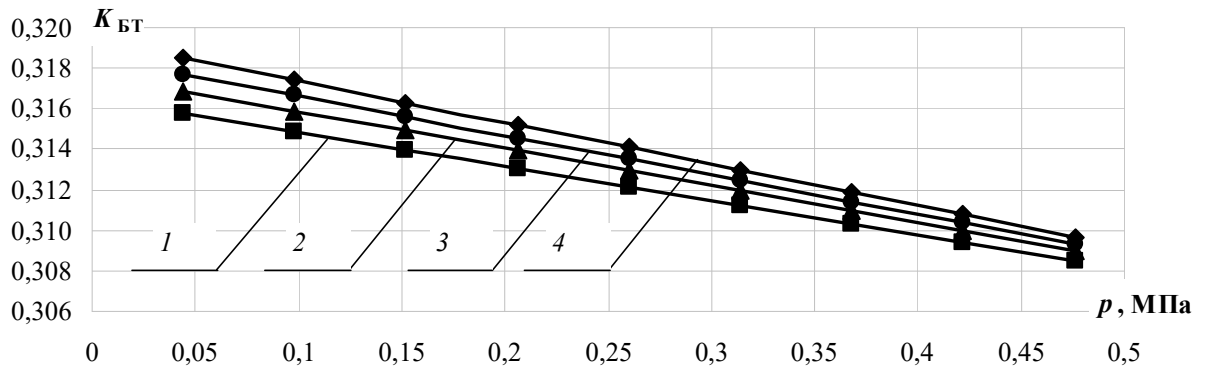


Рис. 3.62. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

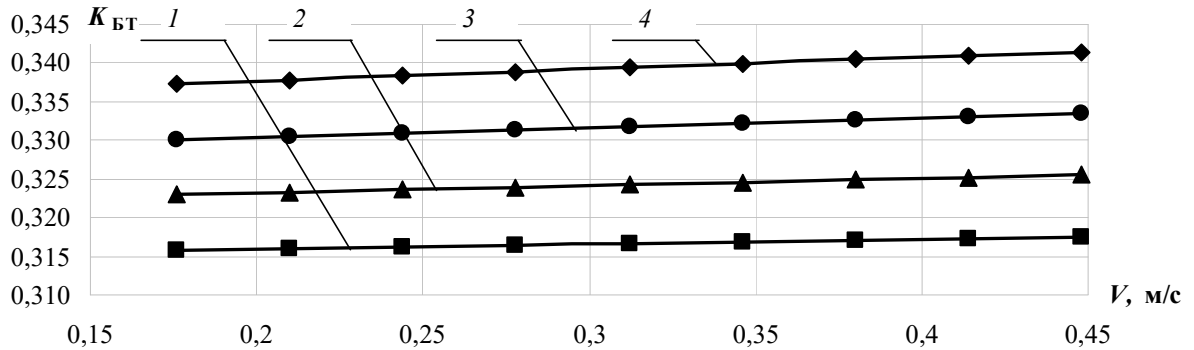


Рис. 3.63. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від швидкості за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

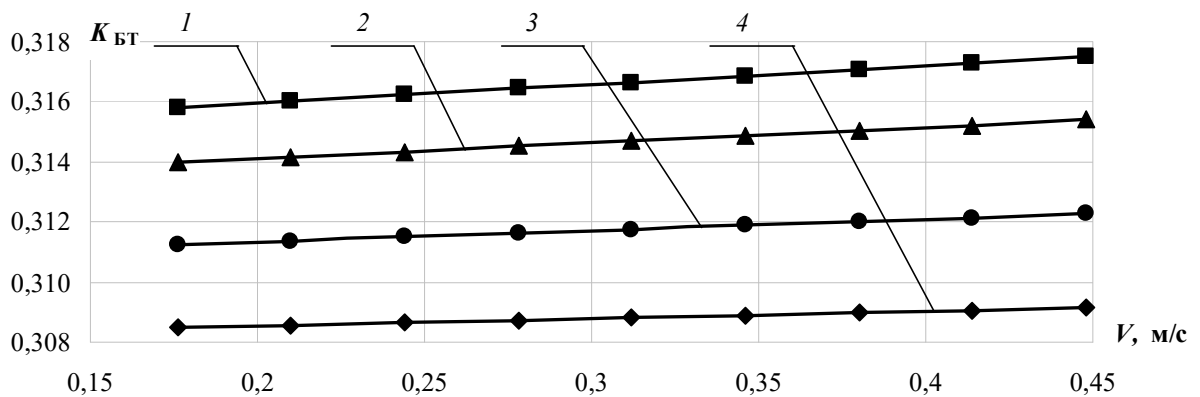


Рис. 3.64. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від швидкості за різного тиску, МПа:  
1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

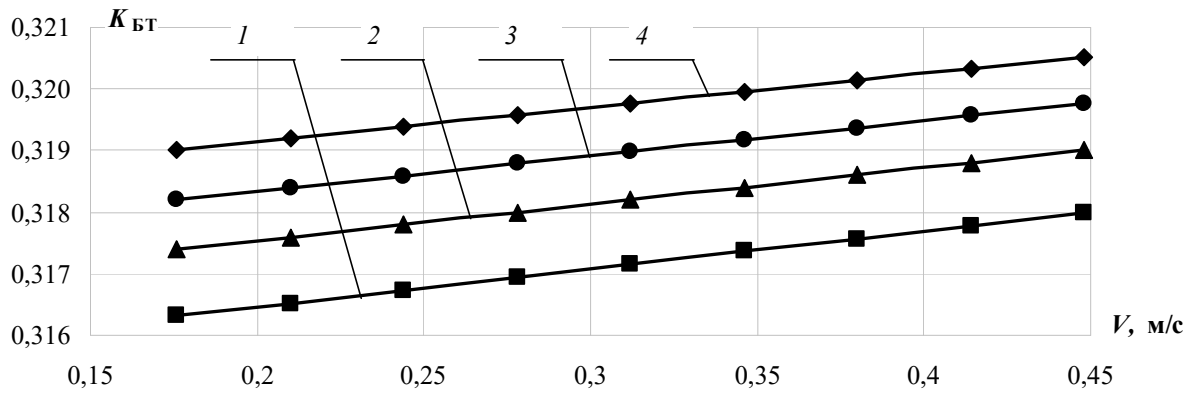


Рис. 3.65. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від швидкості за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

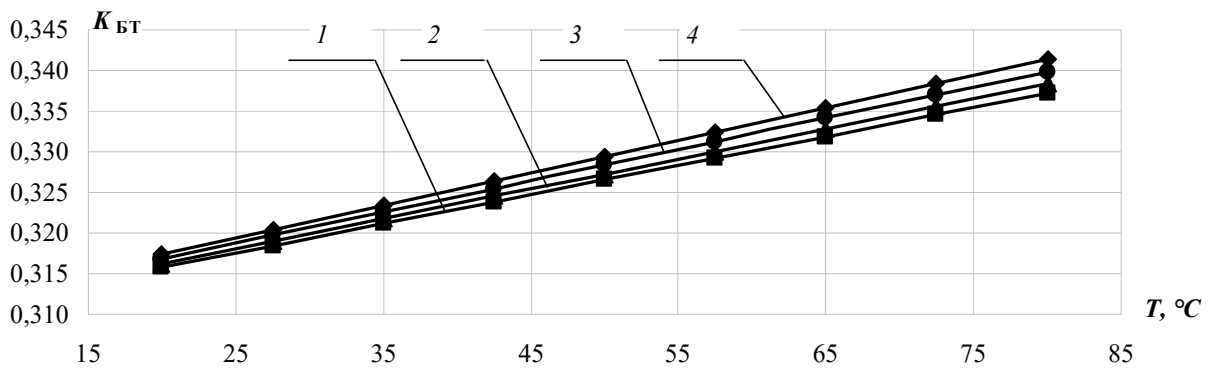


Рис. 3.66. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від температури за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

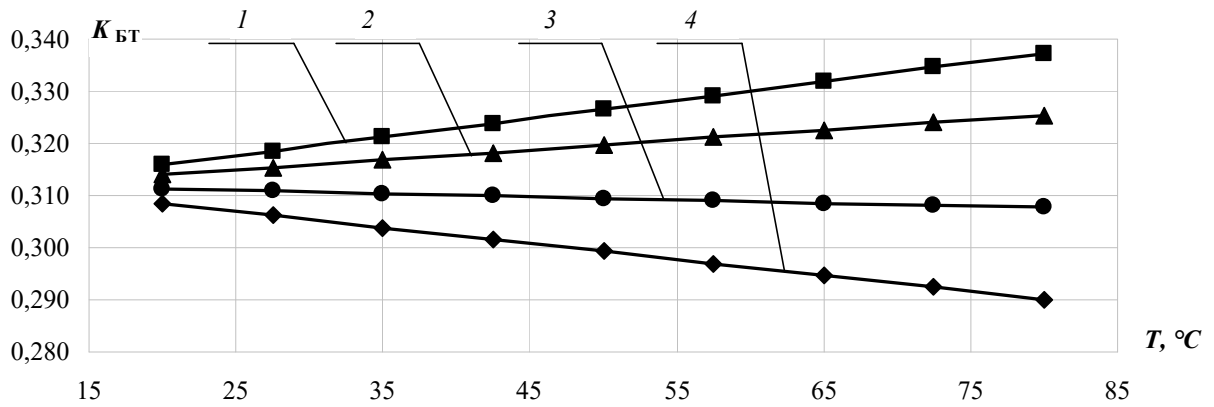


Рис. 3.67. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від температури за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

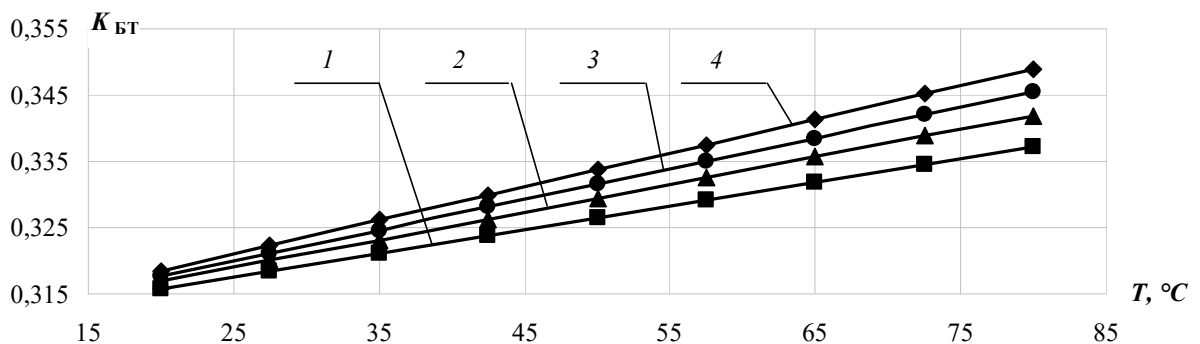


Рис. 3.68. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від температури за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

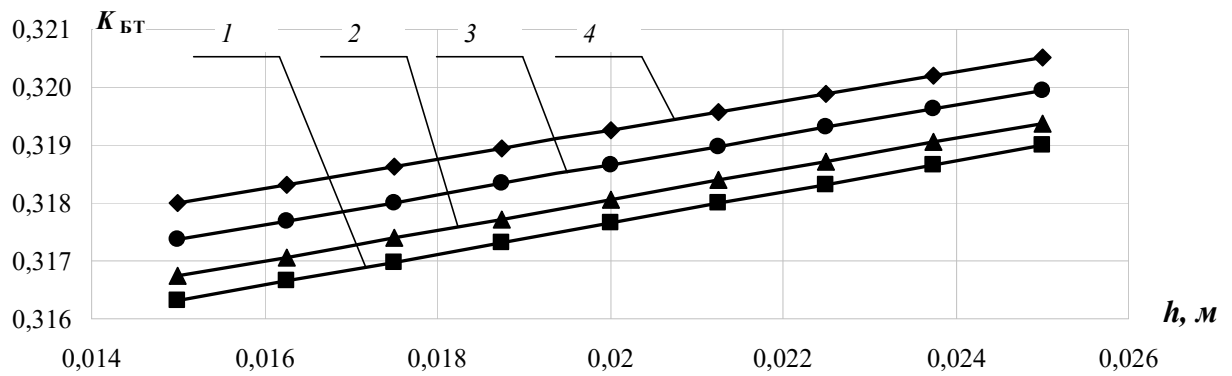


Рис. 3.69. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

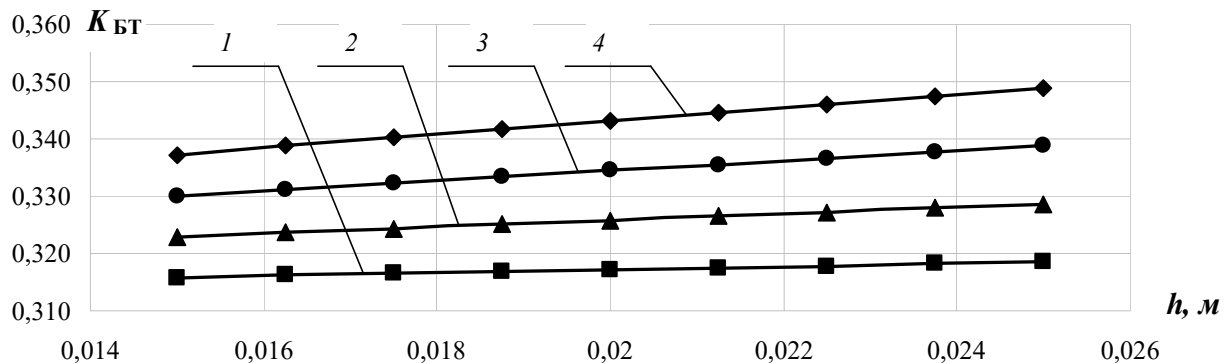


Рис. 3.70. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

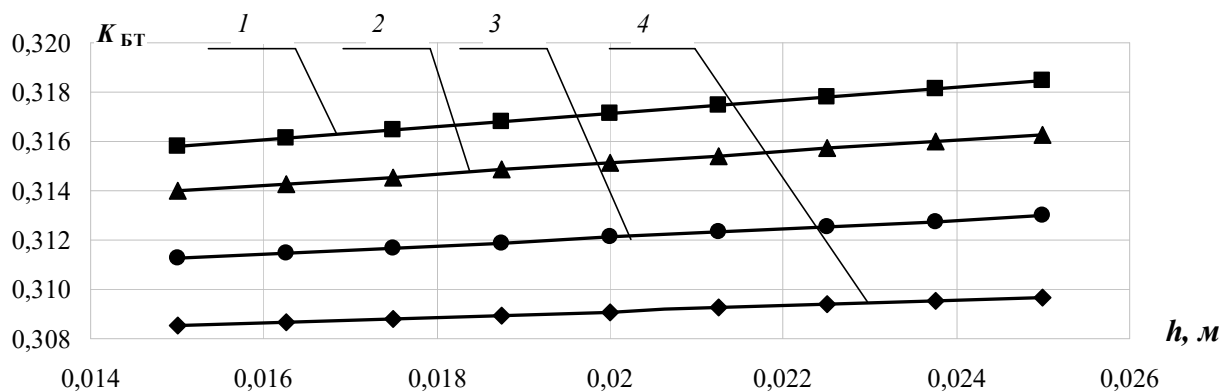


Рис. 3.71. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПС від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

На рис. 3.63–3.65 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. При цьому помітно загальну тенденцію до збільшення значень коефіцієнта бічного тиску в разі збільшенні швидкості, при цьому збільшення температури (див. рис. 3.63) призводить до збільшення значень коефіцієнтів бічного тиску, так само, як і збільшення тиску (див. рис. 3.64) та кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.65).

На рис. 3.66–3.68 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу, при цьому помітно, що додаткова зміна швидкості (див. рис. 3.66) і

кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.68) не змінює характер залежності, яка у загальному випадку є зростаючою. Але зміна тиску (див. рис. 3.67) призводить до зміни характеру залежності значень коефіцієнта бічного тиску від температури, коли при менших значеннях тиску залежність залишається зростаючою, а збільшення тиску призводить до спадної залежності. Це можна пояснити тим, що в разі прикладанні одночасно високих температури та тиску до гранул ПС відбувається ущільнення нестисливих гранул та їх рух як суцільного тіла, коли виключається вплив взаємодії гранул між собою і відбувається відповідне зменшення загальних значень коефіцієнта бічного тиску.

На рис. 3.69–3.71 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. При цьому помітно незначно зростаючий характер залежності загалом, в той час як збільшення швидкості та температури (див. рис. 3.69–3.70) призводить до збільшення значень коефіцієнта бічного тиску, а збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу приводить до зменшення відповідних значень.

### 3.3.4.2. Поліетилен високої густини

На рис. 3.72–3.83 наведено графічні залежності значень коефіцієнта бічного тиску від змінних параметрів для ПЕВГ.

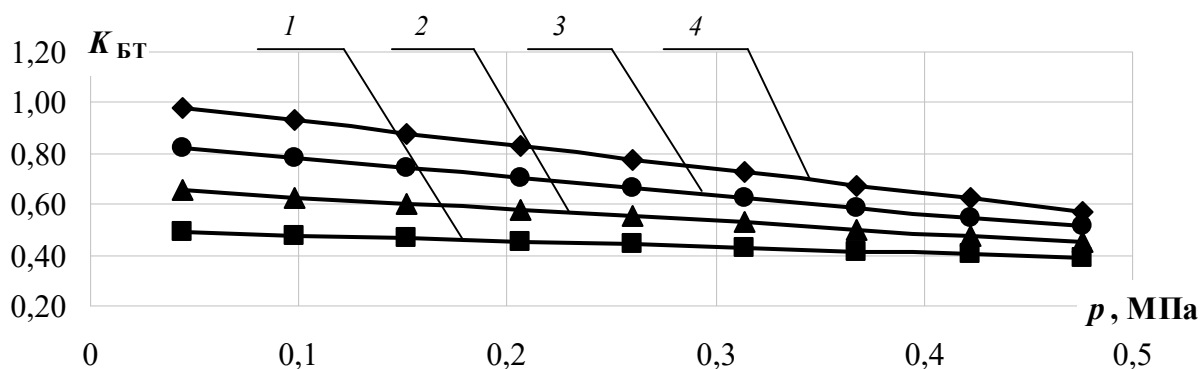


Рис. 3.72. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від тиску за різної температури, °C: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

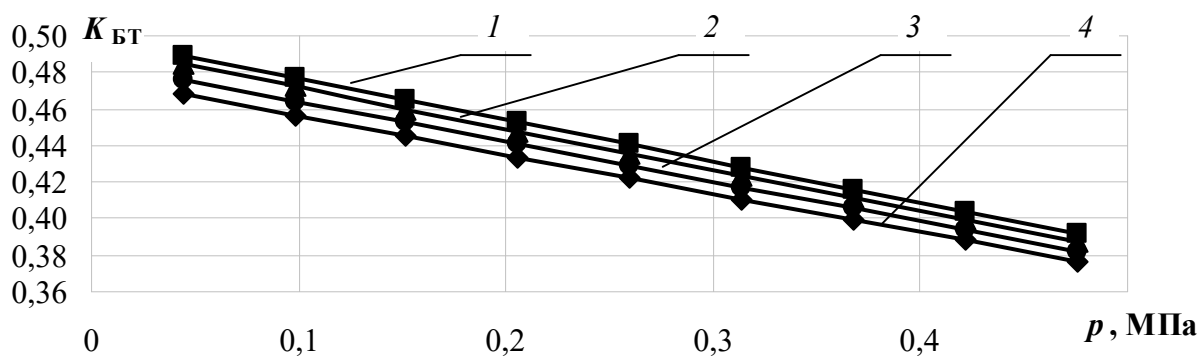


Рис. 3.73. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від тиску за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

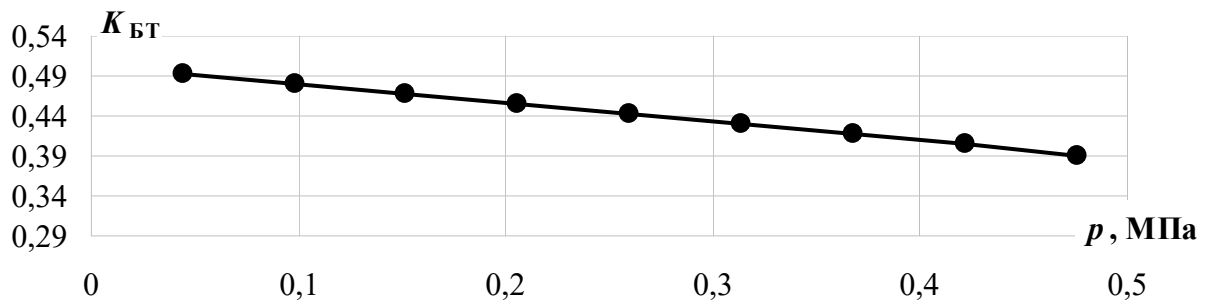


Рис. 3.74. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

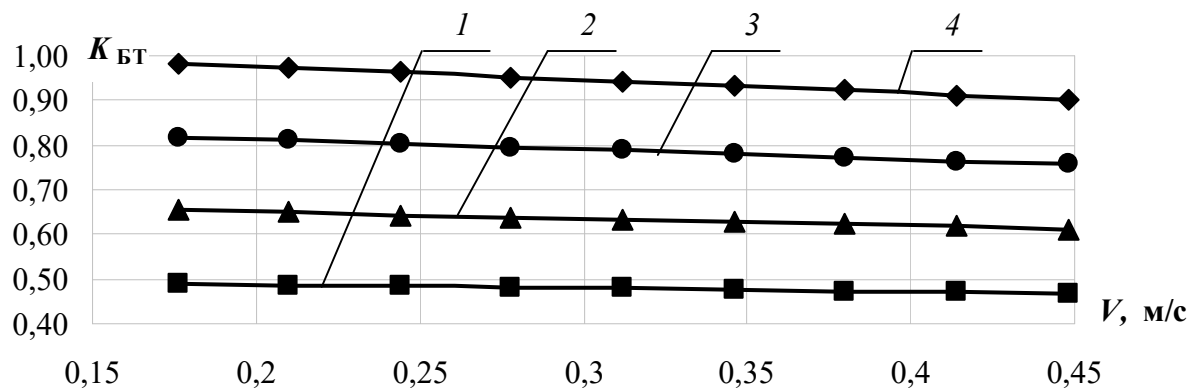


Рис. 3.75. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від швидкості за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

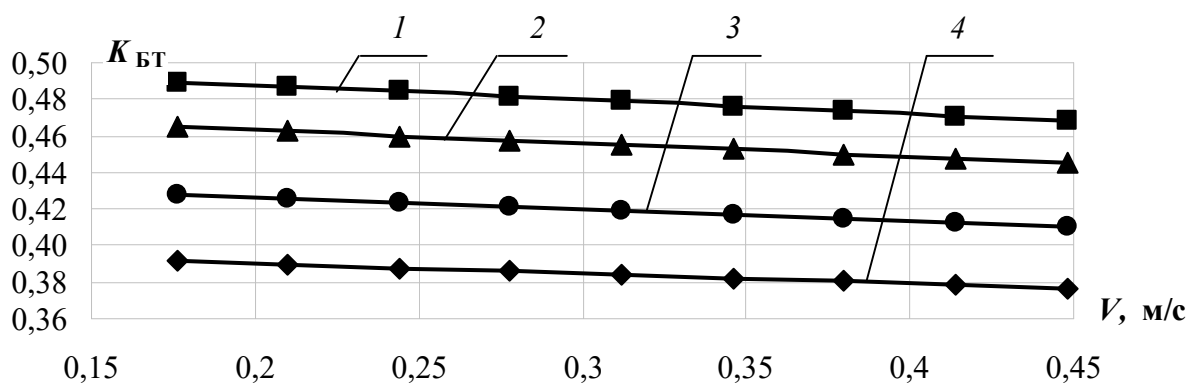


Рис. 3.76. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від швидкості за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

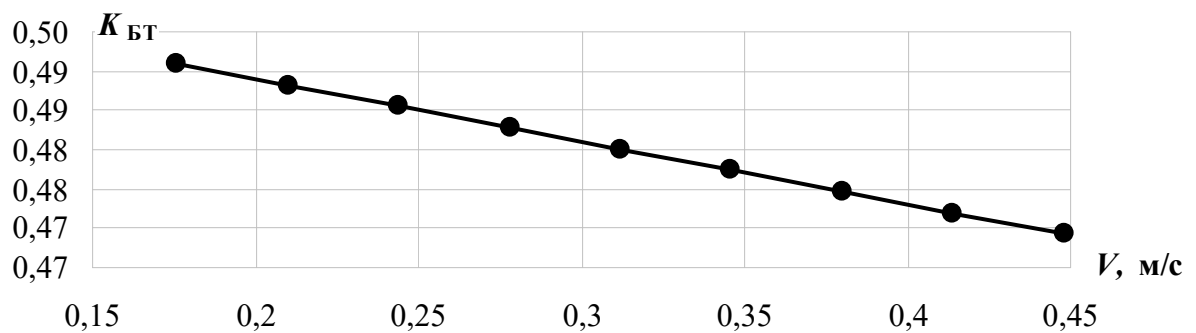


Рис. 3.77. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від швидкості за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

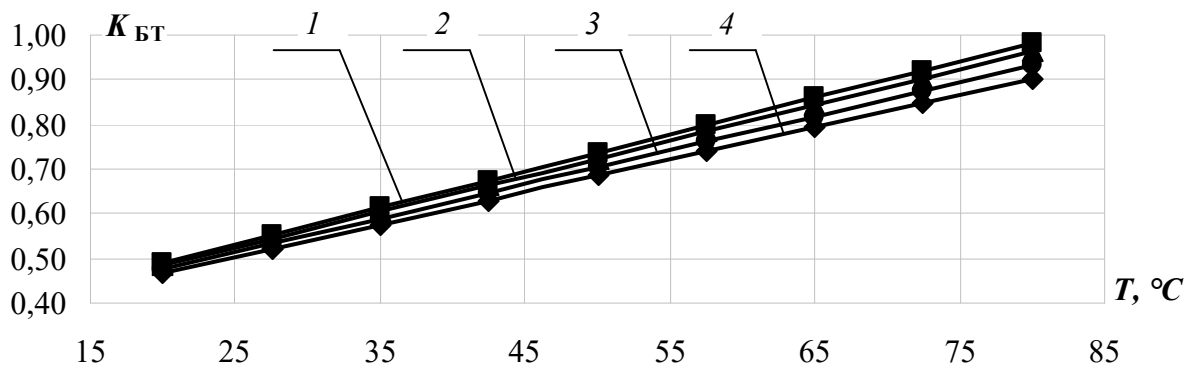


Рис. 3.78. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від температури за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

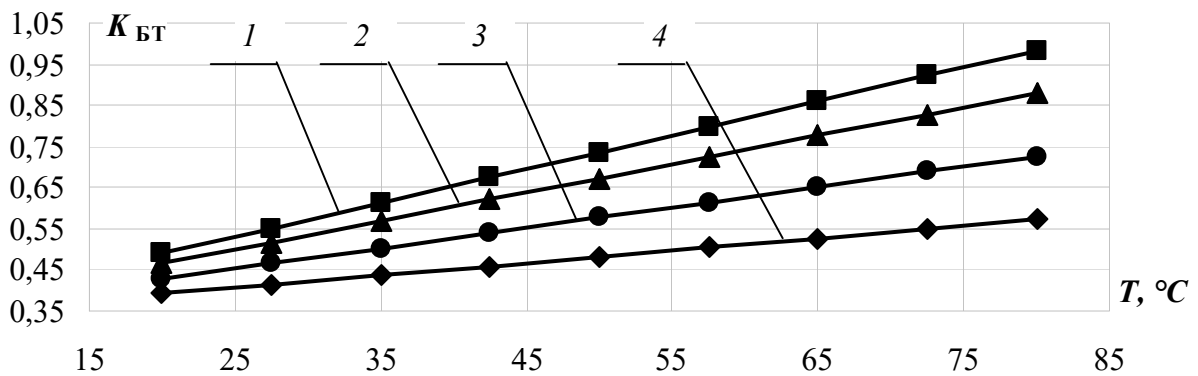


Рис. 3.79. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від температури за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

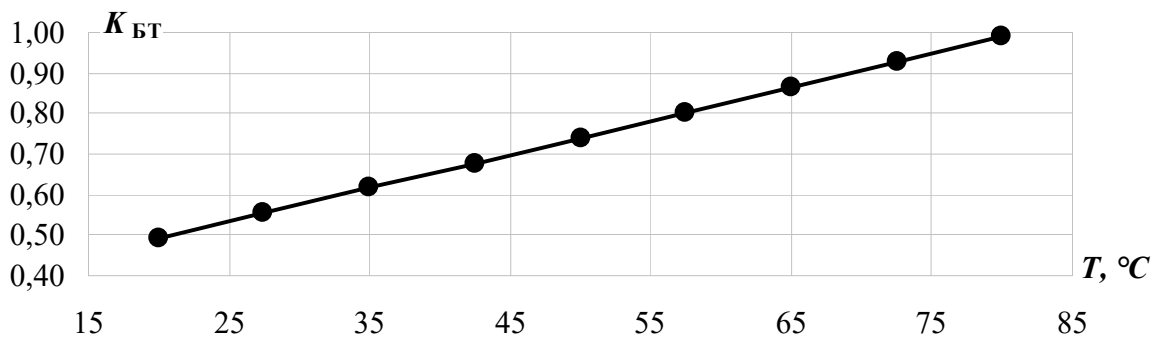


Рис. 3.80. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від температури за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

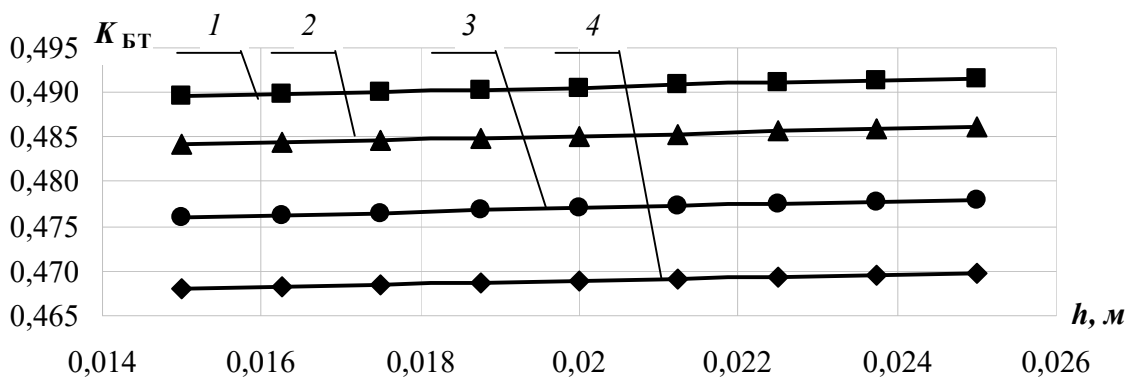


Рис. 3.81. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

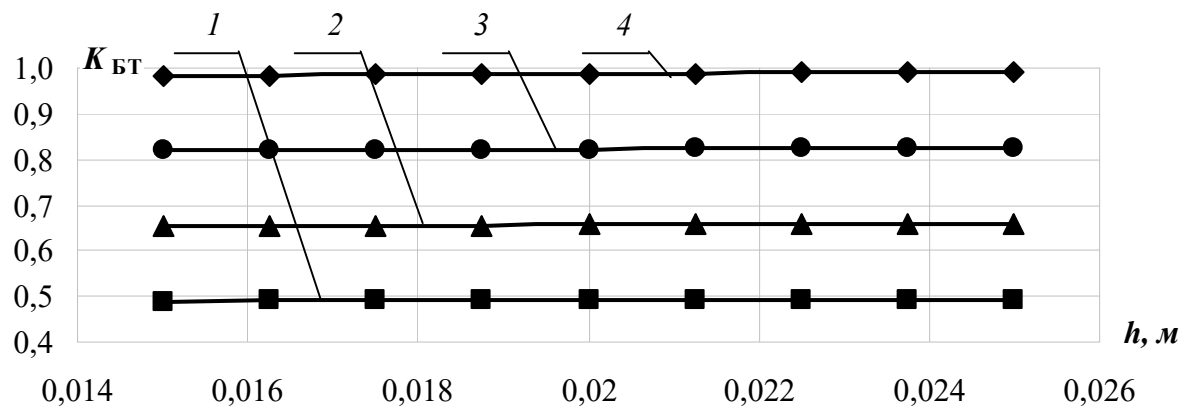


Рис. 3.82. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

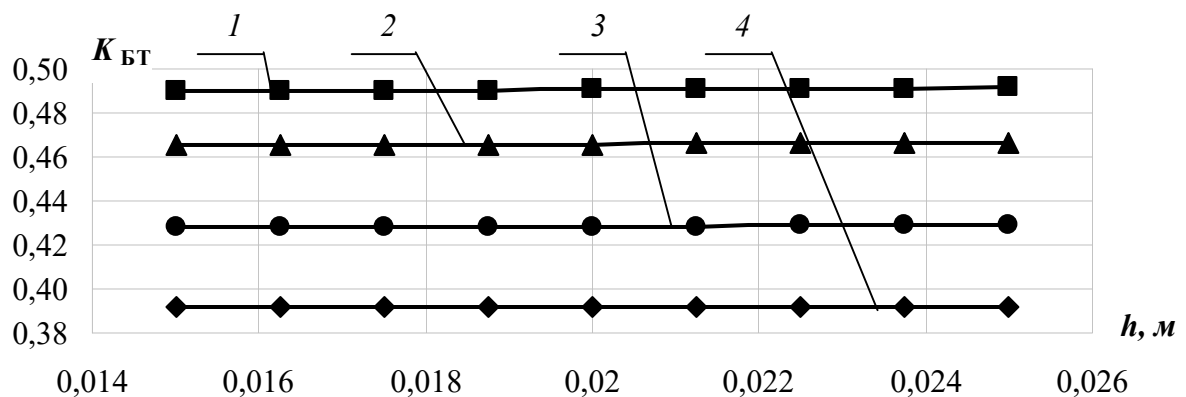


Рис. 3.83. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

З наведених на рис. 3.72–3.74 залежностей коефіцієнта бічного тиску від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальний спадний характер цих залежностей, при цьому одночасне зростання температури (див. рис. 3.72) призводить до зростання відповідних значень коефіцієнтів бічного тиску, зміна швидкості (див. рис. 3.73) до його незначного зменшення, а кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.74) не впливає на залежність коефіцієнта бічного тиску від тиску, наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.75–3.77 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Помітно загальний спадний характер зазначених залежностей, при цьому додаткова зміна температури (див. рис. 3.75) призводить до відповідного зростання значень коефіцієнта бічного тиску, збільшення тиску (див. рис. 3.76) – до його зменшення, а кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.77) не впливає на описану залежність, наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.81–3.83 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. При цьому помітно, що кількість гранул по висоті робочого каналу не впливає

на значення коефіцієнтів бічного тиску, збільшення тиску (див. рис. 3.81) призводить до зменшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, так само, як і збільшення температури (див. рис. 3.82), а збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.83) – навпаки, призводить до зменшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску.

### 3.3.4.3. Севілен

На рис. 3.84–3.95 наведено графічні залежності значень коефіцієнта бічного тиску від змінних параметрів для СЕВ.

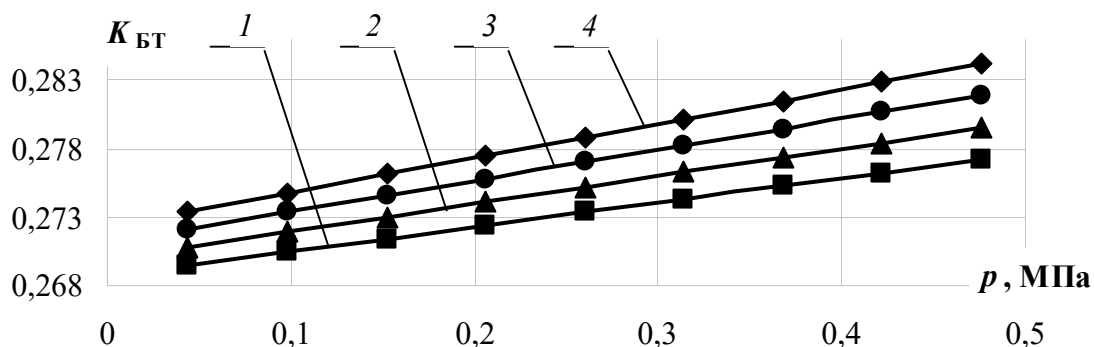


Рис. 3.84. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від тиску за різної температури, °C: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

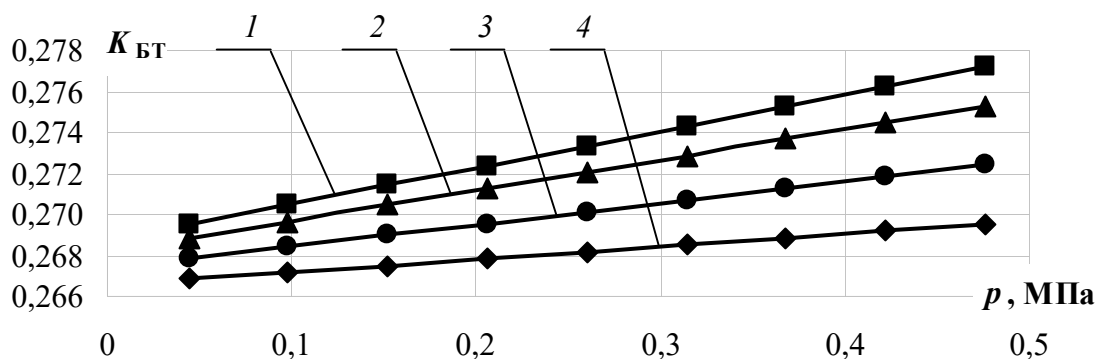


Рис. 3.85. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від тиску за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

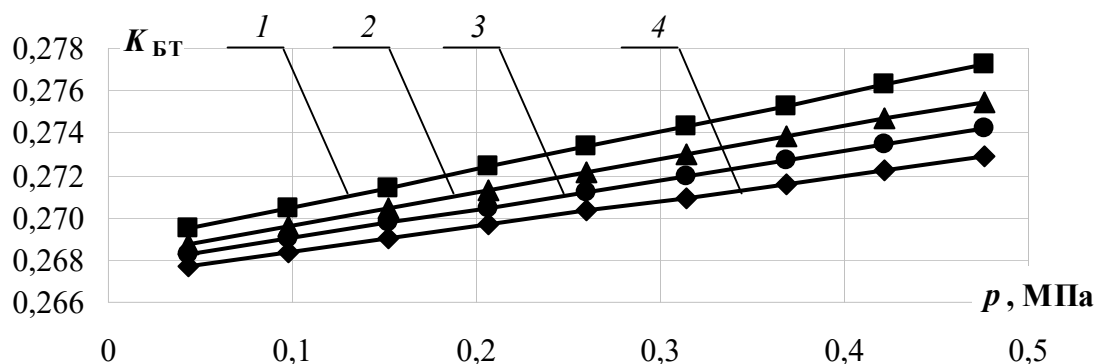


Рис. 3.86. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від тиску за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

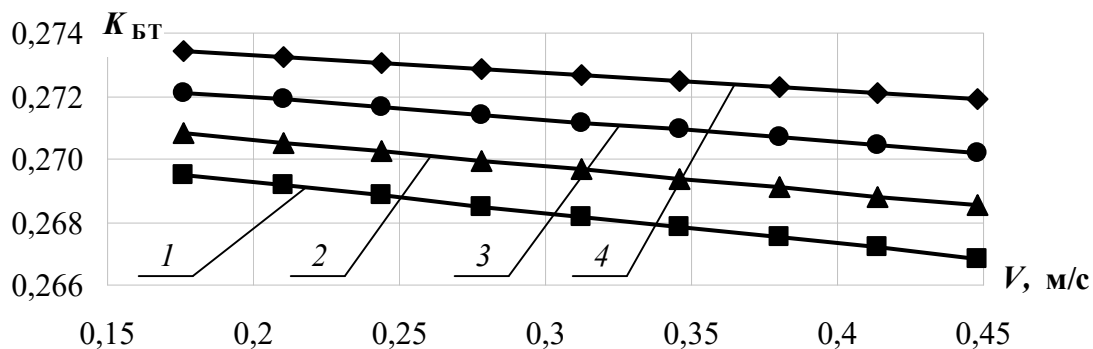


Рис. 3.87. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від швидкості за різної температури, °С:  
1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

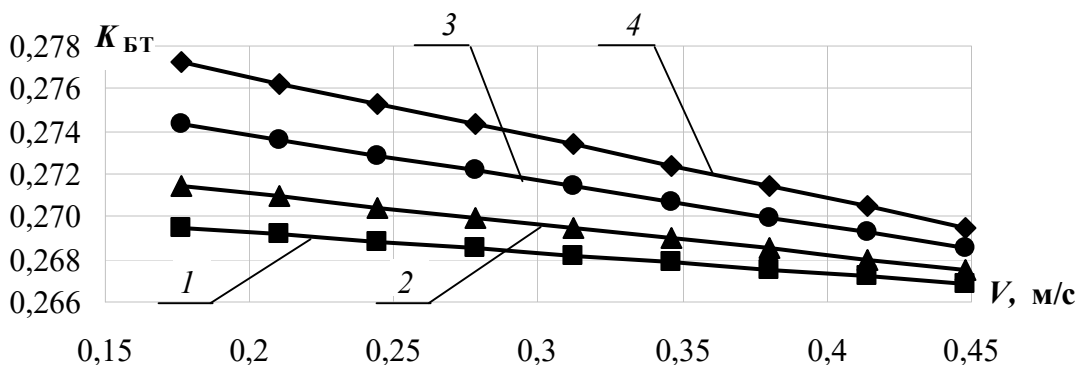


Рис. 3.88. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від швидкості за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

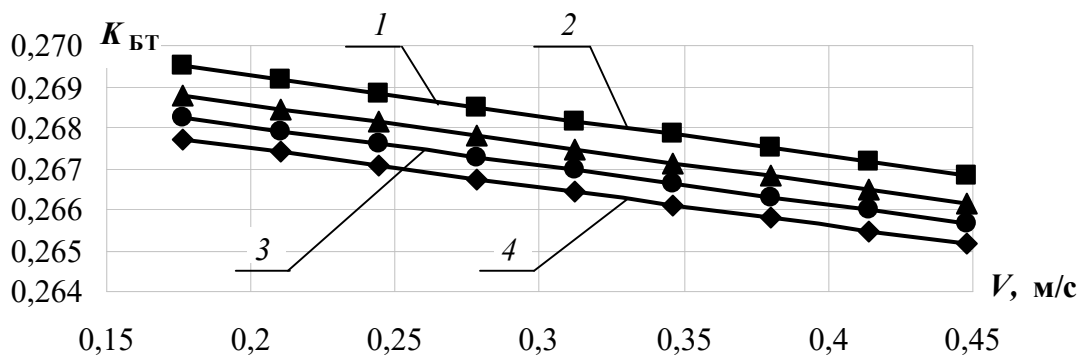


Рис. 3.89. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від швидкості за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

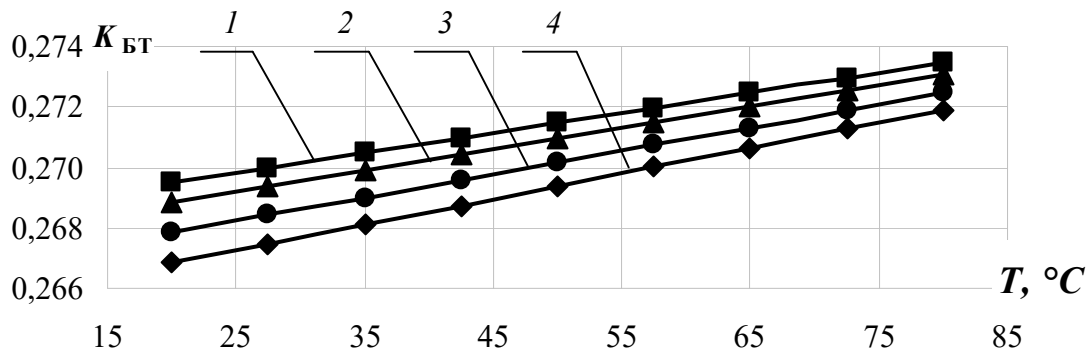


Рис. 3.90. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від температури за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

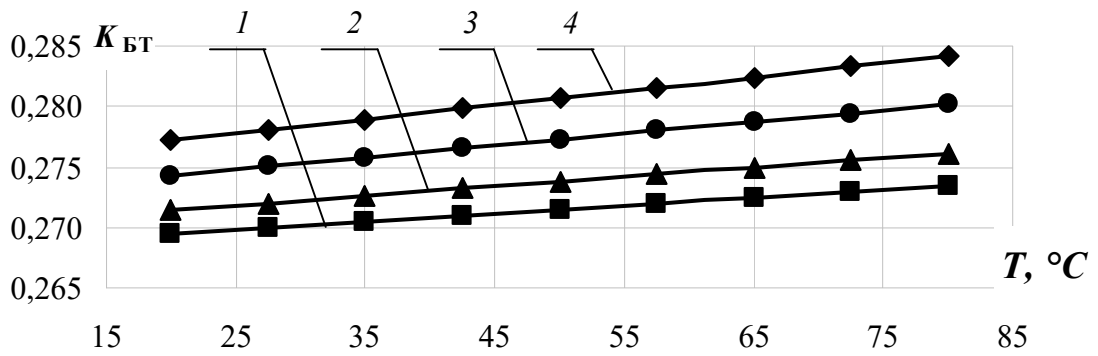


Рис. 3.91. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від температури за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

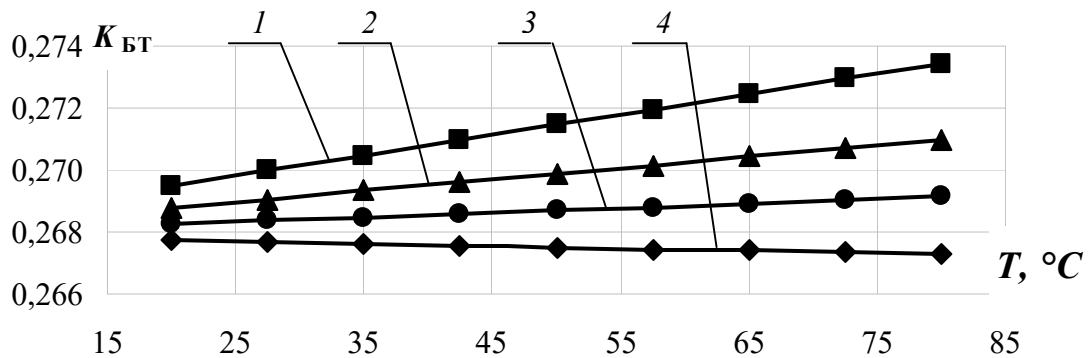


Рис. 3.92. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від температури за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

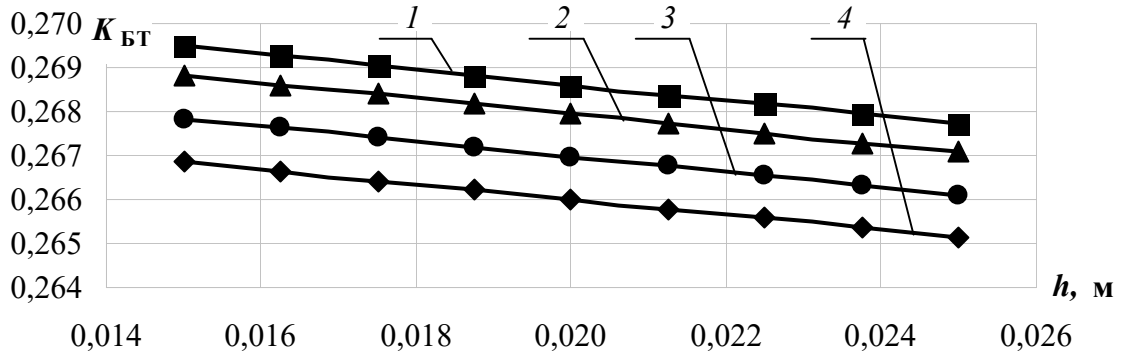


Рис. 3.93. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

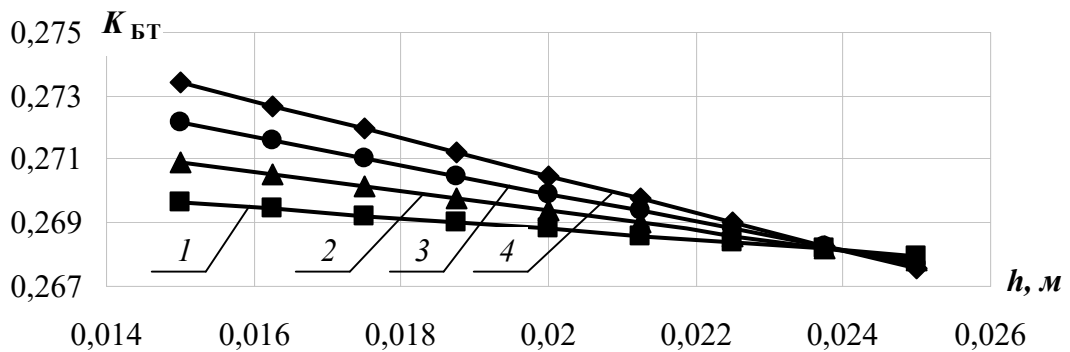


Рис. 3.94. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

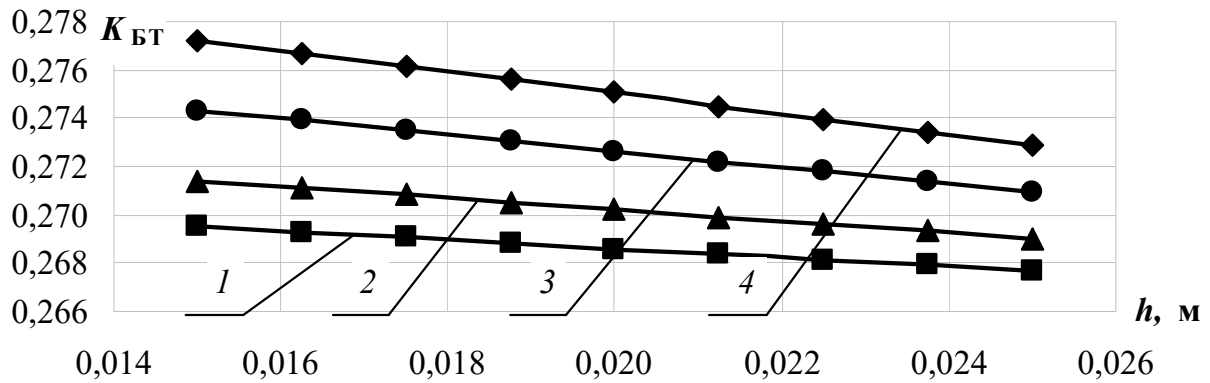


Рис. 3.95. Залежність коефіцієнта бічного тиску СЕВ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

З наведених на рис. 3.84–3.86 залежностей коефіцієнта бічного тиску від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальний зростаючий характер цих залежностей, при цьому одночасне із тиском збільшення температури (див. рис. 3.84) призводить до збільшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, а збільшення швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.85–3.86) – до його зменшення.

На рис. 3.87–3.89 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Загальний характер такої залежності є спадним, при цьому одночасне зі швидкістю збільшення температури (див. рис. 3.87) та тиску (див. рис. 3.88) призводить до збільшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, а збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.89) – до його зменшення.

На рис. 3.90–3.92 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. Помітно загальний зростаючий характер такої залежності, при цьому одночасне із температурою збільшення швидкості (див. рис. 3.90) призводить до зниження відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, збільшення тиску (див. рис. 3.91) – до його зменшення, так само, як і збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.92).

На рис. 3.93–3.95 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. Загальний характер такої залежності є спадною, при цьому одночасне із кількістю гранул по висоті робочого каналу збільшення швидкості (див. рис. 3.93) призводить до зменшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, а збільшення температури та тиску (див. рис. 3.94–3.95) – до його збільшення.

### 3.3.4.4. Полівінілхлорид

На рис. 3.96–3.107 наведено графічні залежності значень коефіцієнта бічного тиску від змінних параметрів для ПВХ.

З наведених на 3.96–3.98 залежностей коефіцієнта бічного тиску від тиску при зміні температури, швидкості та кількості гранул по висоті робочого каналу помітно загальний спадний характер цих залежностей. В разі одночасного збільшення температури (див. рис. 3.96) відбувається перехід через точку на рівні приблизно 0,32 МПа, до якої збільшення температури призводить до збільшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, після якої – навпаки, до зменшення. Так само в разі зміни швидкості (див. рис. 3.97) – після точки 0,15 МПа залежність змінюється на протилежну, тобто до певного значення тиску одночасне збільшення швидкості призводить до зменшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, а після досягнення цього значення – навпаки, до збільшення. Такі зміни можна пояснити початком руйнування матеріалу при одночасній дії описаних факторів при досягненні певних їх значень. Кількість гранул по висоті робочого каналу (рис. 3.98) не впливає на залежність коефіцієнта бічного тиску від тиску, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.99–3.101 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від швидкості при зміні температури, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. При цьому при одночасному зі швидкістю збільшенні температури (див. рис. 3.99) більшим значенням швидкості відповідають менші значення коефіцієнтів бічного тиску, а збільшення температури (див. рис. 3.100) призводить до збільшення коефіцієнтів бічного тиску. При одночасній зі швидкістю дії тиску, менші значення тиску не впливають на залежність значень коефіцієнта бічного тиску від швидкості, а збільшення тиску призводить до відповідної зміни на зростаючу залежність. Кількість гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.101) не впливає на залежність коефіцієнта бічного тиску від тиску, при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

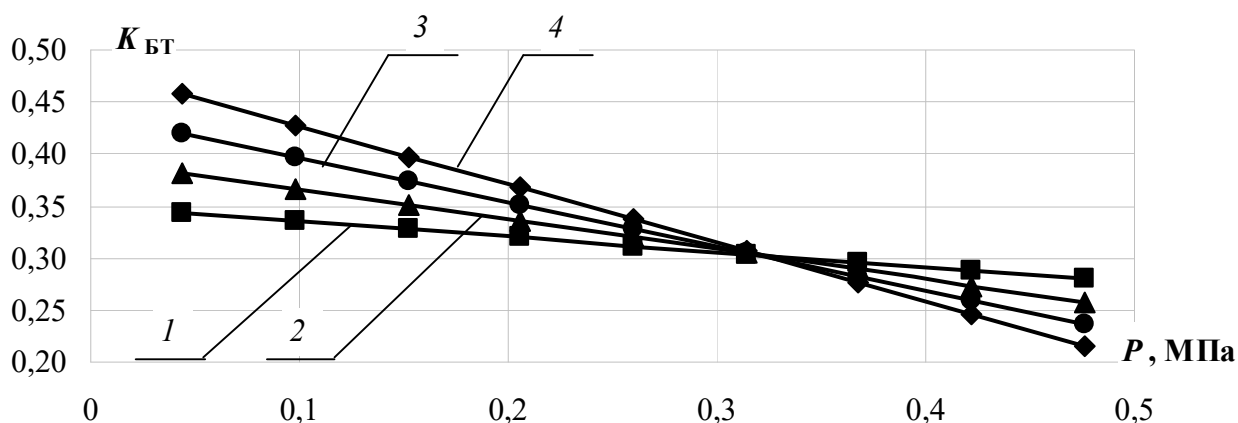


Рис. 3.96. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від тиску за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

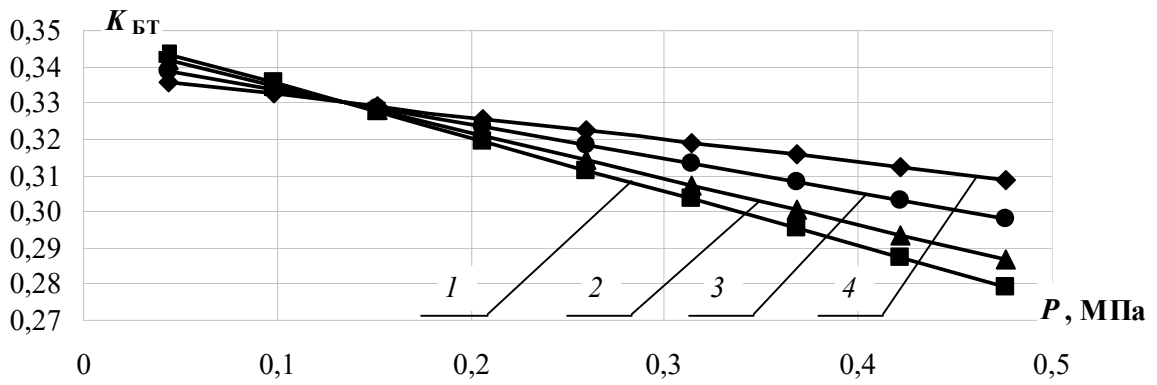


Рис. 3.97. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від тиску за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

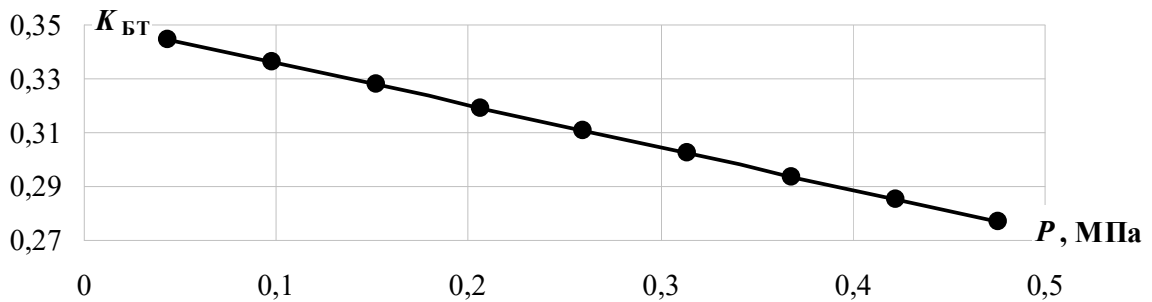


Рис. 3.98. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від тиску за умови різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

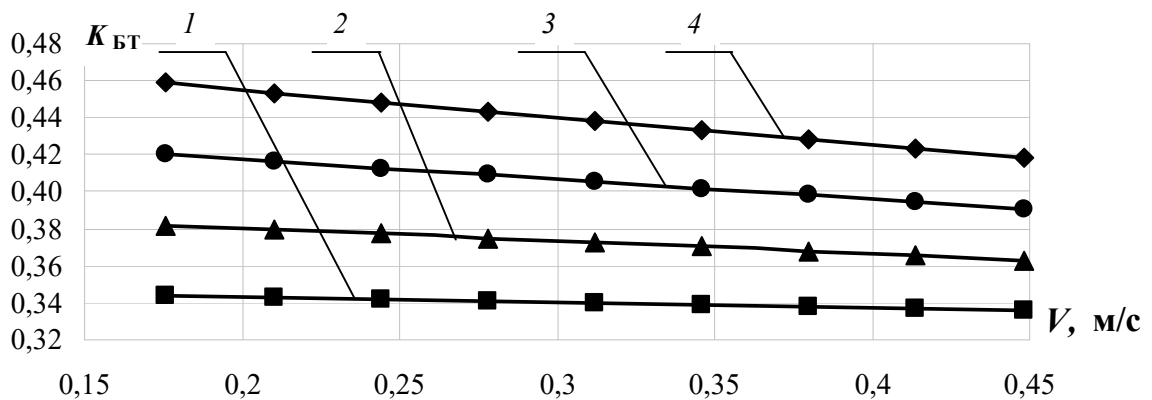


Рис. 3.99. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від швидкості за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

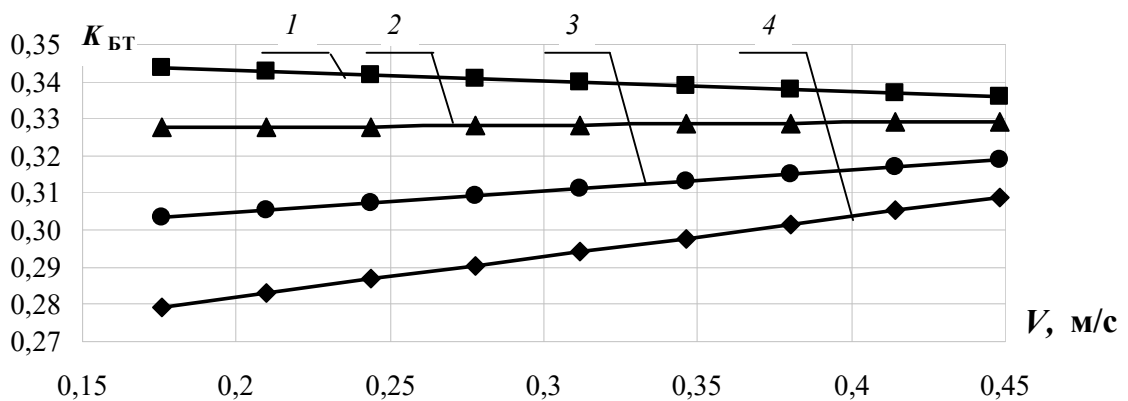


Рис. 3.100. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від швидкості за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

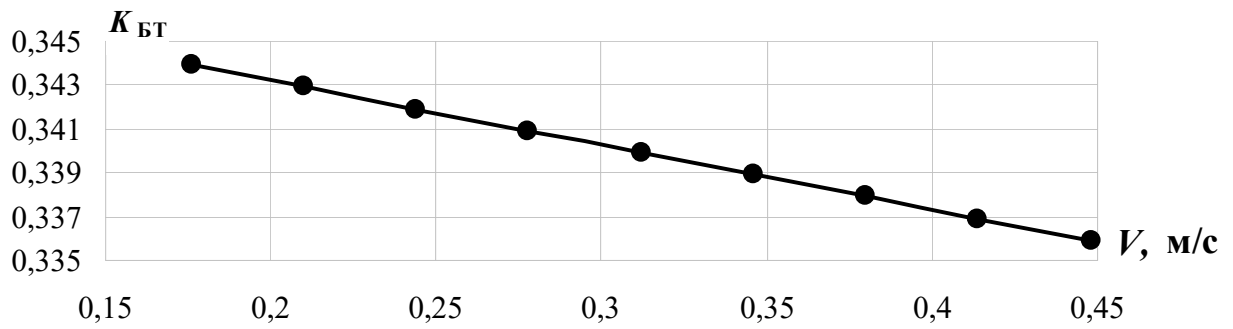


Рис. 3.101. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від швидкості за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

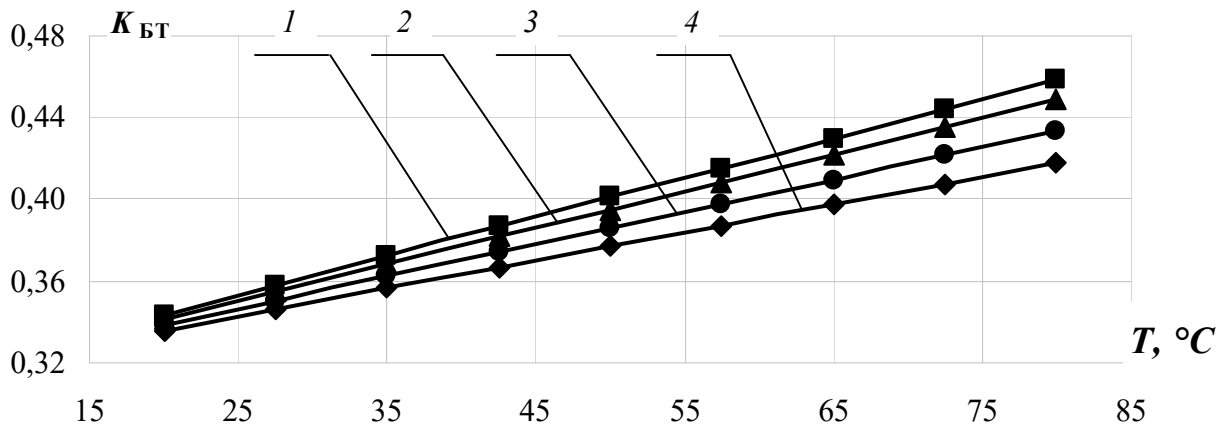


Рис. 3.102. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від температури за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

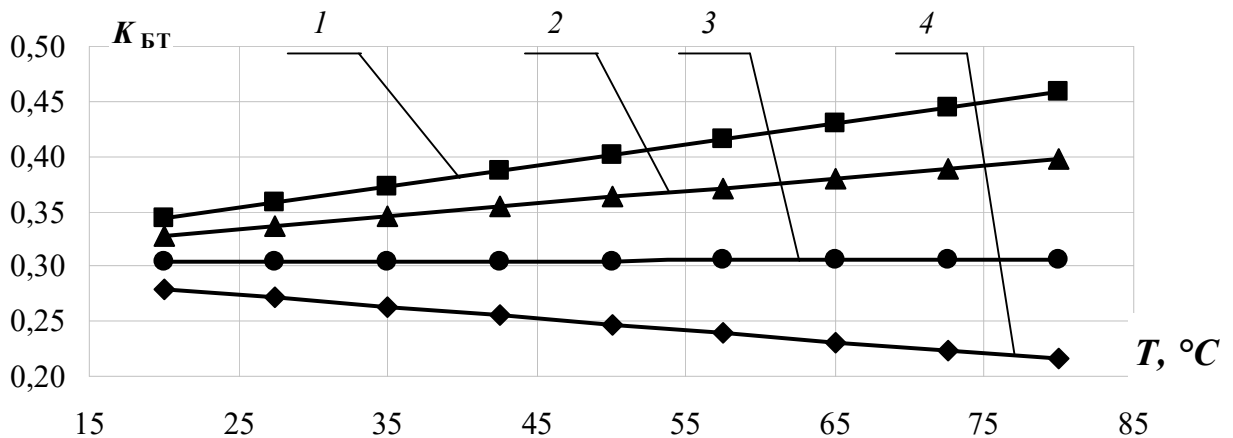


Рис. 3.103. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від температури за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

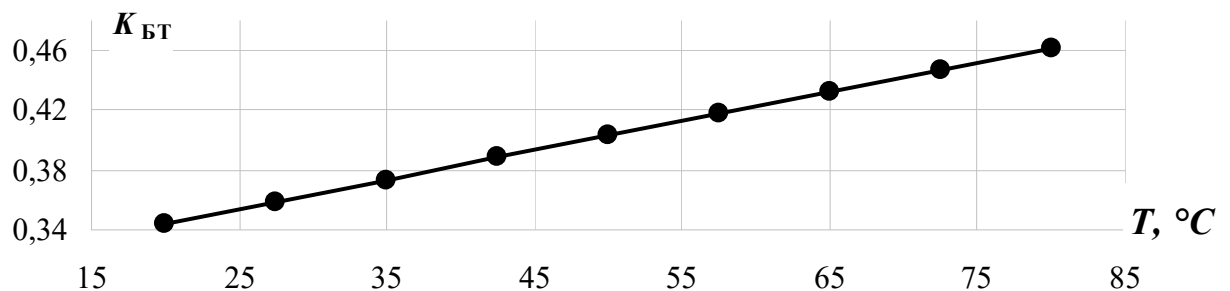


Рис. 3.104. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від температури за різної кількості гранул по висоті робочого каналу, м: 1 – 0,015; 2 – 0,019; 3 – 0,022; 4 – 0,025

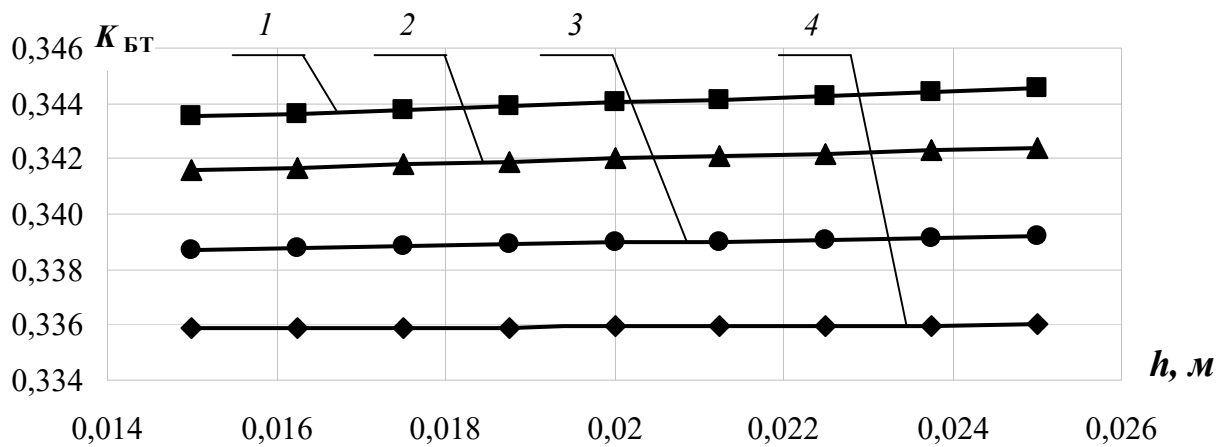


Рис. 3.105. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної швидкості, м/с: 1 – 0,176; 2 – 0,244; 3 – 0,346; 4 – 0,448

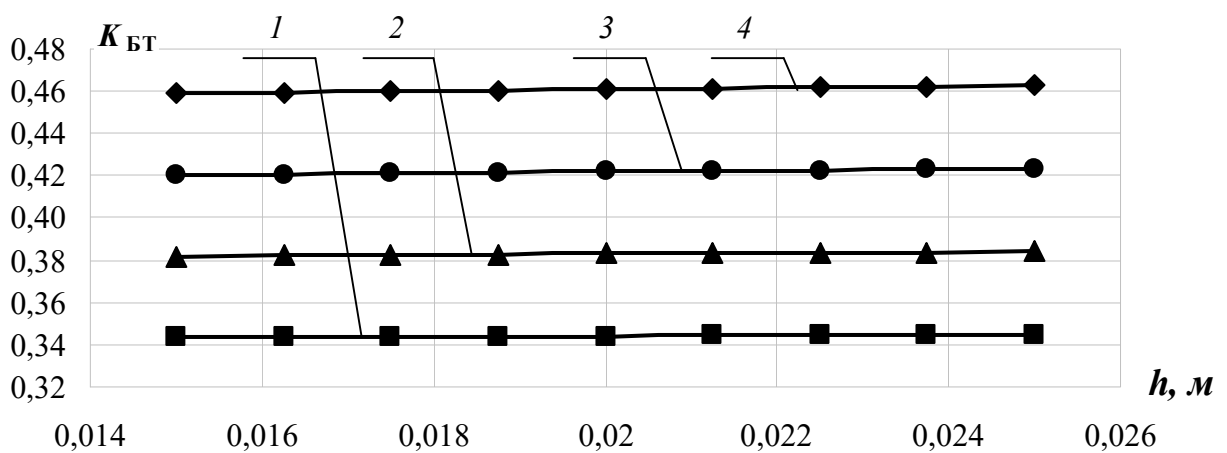


Рис. 3.106. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різної температури, °С: 1 – 20; 2 – 40; 3 – 60; 4 – 80

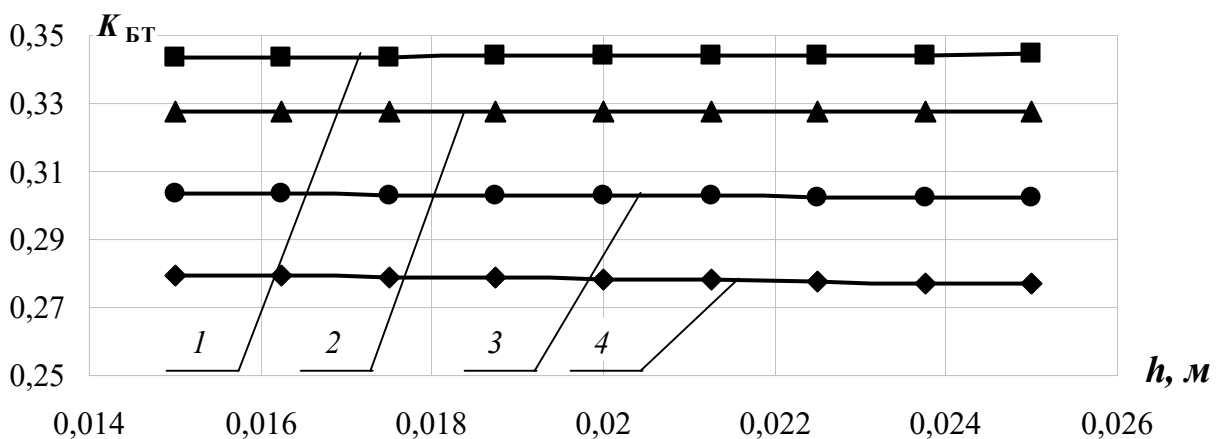


Рис. 3.107. Залежність коефіцієнта бічного тиску ПВХ від різної кількості гранул по висоті робочого каналу за різного тиску, МПа: 1 – 0,044; 2 – 0,152; 3 – 0,314; 4 – 0,476

На рис. 3.102–3.104 наведено зміну коефіцієнта бічного тиску від температури при зміні швидкості, тиску та кількості гранул по висоті робочого каналу. При цьому помітно загальний зростаючий характер цих залежностей, водночас при додатковому збільшенні швидкості (див. рис. 3.102) відбувається незначне зменшення відповідних значень коефіцієнтів бічного тиску, так само,

як і при збільшенні тиску (див. рис. 3.103), а зміна кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.104) не впливає на залежність коефіцієнта бічного тиску від тиску при цьому наведена крива відповідає всім дослідженим значенням висоти робочого каналу.

На рис. 3.105–3.107 наведено залежності коефіцієнта бічного тиску від кількості гранул по висоті робочого каналу при зміні швидкості, температури та тиску. З наведених залежностей помітно, що кількість гранул по висоті робочого каналу не впливає на значення коефіцієнтів бічного тиску. При цьому збільшення тиску (див. рис. 3.105) призводить до зменшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску, так само, як і збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу (див. рис. 3.108), а збільшення температури (див. рис. 3.107) – навпаки, призводить до зменшення відповідних значень коефіцієнта бічного тиску.

### 3.4.. Розрахунок похибок вимірювань фізичних величин

Визначення похибки результатів вимірювань фізичних величин здійснено за методичними вказівками [112–114].

#### 3.4.1. Методика розрахунку похибок вимірювання фізичних величин

Розрахунок похибки середнього результату прямих вимірювань фізичних величин виконуємо в такій послідовності.

Дослідно-інструментальну помилку середнього результату вимірювань фізичної величини  $\bar{x}$  визначають за залежністю

$$\sigma_{\text{дп}}(\bar{x}) = \sqrt{\sigma_{\text{пвп}}^2 + \sigma_{\text{пр}}^2 + \sigma_{\text{окр}}^2}, \quad (3.7)$$

де  $\sigma_{\text{пвп}}$ ,  $\sigma_{\text{пр}}$ ,  $\sigma_{\text{окр}}$  – похибки первинного вимірювального перетворювача, приладу та округлення, відповідно:

$$\sigma_{\text{пвп}} = \frac{\Delta_{\text{дпп}}}{3}, \quad (3.8)$$

$$\sigma_{\text{пр}} = \frac{1}{3} \left( \frac{\gamma_0}{100} D_{\text{вим}} \right), \quad (3.9)$$

$$\sigma_{\text{окр}} = \frac{C}{\sqrt{12}}, \quad (3.10)$$

де  $\Delta_{\text{дпп}}$  – довідникова похибка приладу;  $\gamma_0$  – клас точності приладу;  $D_{\text{вим}}$  – діапазон вимірювання приладу;  $C$  – ціна поділки шкали (ступінь дискретизації цифрового відліку) приладу.

Випадкова помилка середнього результату становить

$$\theta(\bar{x}) = \xi \sqrt{\frac{1}{n(n-1)} \sum_{i=1}^n (\bar{x} - x_i)^2}, \quad (3.11)$$

де  $x_i$  –  $i$ -й результат вимірювання;  $\xi$  – коефіцієнт Стюдента, який залежить від довірчої імовірності  $P_d$  і кількості вимірювань  $n$ .

Повна похибка прямого вимірювання фізичної величини обчислюється за формулою

$$\sigma(\bar{x}) = \sqrt{\sigma_{\text{дип}}^2(\bar{x}) + \theta^2(\bar{x})}, \quad (3.12)$$

а значення фізичної величини становитиме (при обраній довірчій імовірності)

$$x = \bar{x} \pm \sigma(\bar{x}). \quad (3.13)$$

Відносна похибка результатів вимірювань складає

$$\varepsilon = \frac{\sigma(\bar{x})}{\bar{x}} \cdot 100 \%. \quad (3.14)$$

### 3.4.2. Характеристики вимірювальних приладів

Температура при проведенні досліджень реєструвалася терморегулятором МікРа 600 (табл. 3.7) за допомогою штатної хромель-копелевої термопари (діапазон вимірюваних температур від мінус 50 до 550 °С), яка була встановлена у просвердленому в плиті гнізді біля її поверхні. Попередньо прилад був відкалібрований при певних еталонних значеннях температури (температура кипіння води та температура плавлення льоду).

Таблиця 3.7. Технічні характеристики терморегулятора МікРа 600

Дискретність завдання температури, °С	1,0
Закон регулювання каналу нагріву	ПІД
Вихідний сигнал керування	ШІМ
Точність підтримання температури у встановленому режимі, °С	±0,5
Напруга живлення, В	110...250
Розміри, мм	48x48x120
Маса, кг	0,17

Вимірювання величини навантаження здійснювалося за допомогою електронного динамометра DN–100 (табл. 3.8). Для експерименту (п. 3.2) він був встановлений за допомогою гнучких зв'язків між ротором електродвигуна та коробкою з полімером, при цьому фіксація значення сили відбувалась приблизно посередині траєкторії руху, коли він виходив на рівномірний усталений режим.

Таблиця 3.8. Технічні характеристики динамометра DN–100

Діапазон вимірювання, Н	0,1...200
Роздільна здатність, Н	0,1
Точність, %	±0,5
Час заміру, с	1-2

Швидкість обертання робочого органу визначали за допомогою лазерного тахометру DT–2234С (табл. 3.9).

Таблиця 3.9. Технічні характеристики лазерного тахометру DT-2234C

Діапазон вимірювання, об/хв	2,5...99999
Роздільна здатність, об/хв	
у діапазоні (2,5...999,9 об/хв)	0,1
у діапазоні (більше 1000 об/хв)	1,0
Точність, %	±0,05
Час заміру, с	0,8
Відстань заміру, мм	50...200

### 3.4.3. Розрахунок похибки вимірювання сили навантаження

Похибка первинного вимірювального перетворювача згідно з (3.8) дорівнює

$$\sigma_{\text{пвп}} = \frac{\Delta_{\text{дпш}}}{3} = \pm \frac{0,5}{3} = \pm 0,167 \text{ Н},$$

де довідникова похибка приладу становить (табл. 3.8)

$$\Delta_{\text{дпш}} = \delta D_{\text{вим}} = \pm 0,0025 \cdot (200 - 0,1) = \pm 0,5 \text{ Н}$$

де  $\delta$  – відносна похибка приладу.

Похибка приладу згідно з (3.9) дорівнює

$$\sigma_{\text{пр}} = \frac{1}{3} \left( \frac{\gamma_{\circ}}{100} D_{\text{вим}} \right) = \frac{1}{3} \left( \frac{0,1}{100} \cdot (200 - 0,1) \right) = 0,067 \text{ Н}.$$

Похибка округлення згідно з (3.10) становить

$$\sigma_{\text{окр}} = \frac{C}{\sqrt{12}} = \frac{0,1}{\sqrt{12}} = 0,029 \text{ Н}.$$

Значення дослідно-інструментальної помилки визначаємо згідно з (3.7)

$$\sigma_{\text{дпш}}(\bar{n}) = \sqrt{\sigma_{\text{пвп}}^2 + \sigma_{\text{пр}}^2 + \sigma_{\text{окр}}^2} = \sqrt{0,167^2 + 0,067^2 + 0,029^2} = 0,18 \text{ Н}.$$

Тепер визначимо величину випадкової помилки середнього результату вимірювання сили навантаження, наприклад, для експерименту, описаному в п. 3.2. Для визначення випадкової похибки проведено декілька вимірювання сили тертя за однакової температури та отримано такі результати: 2,1; 2,4; 2,1; 2,2; 2,3 Н.

Середнє арифметичне сили навантаження становить

$$\bar{N} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n N_i = \frac{1}{5} (2,1 + 2,4 + 2,1 + 2,2 + 2,3) = 2,22 \text{ Н}$$

Тоді випадкова помилка середнього результату становить згідно з (3.11)

$$\theta(\bar{n}) = \xi \sqrt{\frac{1}{m(m-1)} \sum_{i=1}^m (\bar{n} - n_i)^2} = 2,8 \times$$

$$\times \sqrt{\frac{1}{5(5-1)} [(2,1 - 2,22)^2 + (2,4 - 2,22)^2 + (2,1 - 2,22)^2 + (2,2 - 2,22)^2 + (2,3 - 2,22)^2]} =$$

$$= 0,163 \text{ Н},$$

де  $\xi=2,8$  – значення коефіцієнта Стьюдента для  $P_d = 0,95$  і  $n = 5$ .

Повна похибка прямого вимірювання сили навантаження згідно з (3.12)

$$\sigma(\bar{N}) = \sqrt{\sigma_{\text{дип}}^2(\bar{N}) + \theta^2(\bar{N})} = \sqrt{0,167^2 + 0,163^2} = 0,233 \text{ Н}$$

Значення сили навантаження відповідно до (3.13) становить

$$N = \bar{N} \pm \sigma(\bar{N}) = 2,22 \pm 0,233 \text{ Н}$$

для  $P_d = 0,95$ .

Відносна похибка результатів вимірювань складає відповідно до (3.14)

$$\varepsilon_N = \frac{0,233}{2,22} \cdot 100 \% = 10,5 \%$$

#### 3.4.4. Розрахунок похибки вимірювання температури

Похибка первинного вимірювального перетворювача згідно з (3.8) дорівнює

$$\sigma_{\text{пвп}} = \frac{\Delta_{\text{дип}}}{3} = \pm \frac{2,5}{3} = \pm 0,833 \text{ } ^\circ\text{C},$$

де довідникова похибка хромель-копелевої термомпари  $\Delta_{\text{дип}} = 2,5 \text{ } ^\circ\text{C}$ .

Похибка приладу згідно з (3.9) дорівнює

$$\sigma_{\text{пр}} = \frac{1}{3} \left( \frac{\gamma_0}{100} D_{\text{вим}} \right) = \frac{1}{3} \left( \frac{0,5}{100} \cdot (1300 - (-50)) \right) = 2,25 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Похибка округлення згідно з (3.10) становить

$$\sigma_{\text{окр}} = \frac{C}{\sqrt{12}} = \frac{1}{\sqrt{12}} = 0,289 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Значення дослідно-інструментальної помилки визначаємо згідно з (3.7)

$$\sigma_{\text{дип}}(\bar{T}) = \sqrt{\sigma_{\text{пвп}}^2 + \sigma_{\text{пр}}^2 + \sigma_{\text{окр}}^2} = \sqrt{0,833^2 + 2,25^2 + 0,289^2} = 2,417 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Тепер визначимо величину випадкової помилки середнього результату вимірювання температури. Для визначення випадкової похибки проводили декілька вимірювань температури робочої поверхні після її нагрівання, які становили 102, 101, 98, 101, 103 $^\circ\text{C}$ .

Середнє арифметичне температури становить

$$\bar{T} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n T_i = \frac{1}{5} (102 + 101 + 98 + 101 + 103) = 101 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Тоді випадкова помилка середнього результату становить згідно з (3.11)

$$\theta(\bar{T}) = \xi \sqrt{\frac{1}{n(n-1)} \sum_{i=1}^n (\bar{T} - T_i)^2} = 2,8 \times$$

$$\times \sqrt{\frac{1}{5(5-1)} [(102-101)^2 + (101-101)^2 + (98-101)^2 + (101-101)^2 + (103-101)^2]} = 2,3^\circ \text{C},$$

де  $\xi=2,8$  – значення коефіцієнта Стьюдента для  $P_d = 0,95$  і  $n = 5$ .

Повна похибка прямого вимірювання температури згідно з (3.12)

$$\sigma(\bar{T}) = \sqrt{\sigma_{\text{дип}}^2(\bar{T}) + \theta^2(\bar{T})} = \sqrt{2,417^2 + 2,3^2} = 3,336^\circ \text{C}.$$

Значення температури відповідно до (3.13) становить

$$T = \bar{T} \pm \sigma(\bar{T}) = 101 \pm 3,336^\circ \text{C}$$

для  $P_d = 0,95$ .

Відносна похибка результатів вимірювань відповідно до (3.14) складає

$$\varepsilon = \frac{3,336}{101} \cdot 100\% = 3,3\%$$

### 3.4.5. Розрахунок похибки вимірювання частоти обертання ротора експериментальної установки та шнека живильника

Похибка первинного вимірювального перетворювача згідно з (3.8) дорівнює

$$\sigma_{\text{пвп}} = \frac{\Delta_{\text{дпп}}}{3} = \pm \frac{0,499}{3} = \pm 0,166 \text{ об/хв}$$

де довідникова похибка приладу становить

$$\Delta_{\text{дпп}} = \delta D_{\text{вим}} = \pm 0,0005 \cdot (999,9 - 2,5) = \pm 0,499 \text{ об/хв}$$

де  $\delta$  – відносна похибка приладу.

Похибка приладу згідно з (3.9) дорівнює

$$\sigma_{\text{пр}} = \frac{1}{3} \left( \frac{\gamma_{\circ}}{100} D_{\text{вим}} \right) = \frac{1}{3} \left( \frac{0,1}{100} \cdot (999,9 - 2,5) \right) = 0,333 \text{ об/хв}$$

Похибка округлення згідно з (3.10) становить

$$\sigma_{\text{окр}} = \frac{C}{\sqrt{12}} = \frac{0,1}{\sqrt{12}} = 0,029 \text{ об/хв}$$

Значення дослідно-інструментальної помилки визначаємо згідно з (3.7)

$$\sigma_{\text{дип}}(\bar{n}) = \sqrt{\sigma_{\text{пвп}}^2 + \sigma_{\text{пр}}^2 + \sigma_{\text{окр}}^2} = \sqrt{0,166^2 + 0,333^2 + 0,029^2} = 0,409 \text{ об/хв}$$

Тепер визначимо величину випадкової помилки середнього результату вимірювання частоти обертання. Для визначення випадкової похибки

проводили декілька вимірювань частоти обертання робочого органу, які становили 70,5; 72,4; 69,5; 68,8; 72,7 об/хв.

Середнє арифметичне потужності становить

$$\bar{N} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n N_i = \frac{1}{5} (70,5 + 72,4 + 69,5 + 68,8 + 72,7) = 70,8 \text{ об/хв}$$

Тоді випадкова помилка середнього результату становить згідно з (3.11)

$$\theta(\bar{n}) = \xi \sqrt{\frac{1}{m(m-1)} \sum_{i=1}^m (\bar{n} - n_i)^2} = 2,8 \times$$

$$\times \sqrt{\frac{1}{5(5-1)} [(70,8-1)^2 + (70,8-72,4)^2 + (70,8-69,5)^2 + (70,8-68,8)^2 + 70,8(-72,7)^2]} =$$

$$= 2,2 \text{ об/хв,}$$

де  $\xi=2,8$  – значення коефіцієнта Стьюдента для  $P_d = 0,95$  і  $n = 5$ .

Повна похибка прямого вимірювання частоти обертання (див. (3.12))

$$\sigma(\bar{N}) = \sqrt{\sigma_{\text{дин}}^2(\bar{N}) + \theta^2(\bar{N})} = \sqrt{0,409^2 + 2,2^2} = 2,4 \text{ об/хв}$$

Значення частоти обертання відповідно до (3.13) становить

$$n = \bar{n} \pm \sigma(\bar{n}) = 70,8 \pm 2,4 \text{ об/хв}$$

Відносна похибка результатів вимірювань відповідно до (3.14) складає

$$\varepsilon_T = \frac{2,4}{70,8} \cdot 100 \% = 3,4 \%$$

Максимальне розраховане значення похибки дорівнює 14,5 %.

### 3.5. Розрахунок оцінки достовірності рівнянь регресії

Для оцінки достовірності рівнянь регресії застосовано метод середньоквадратичної похибки [113].

#### 3.5.1. Методика розрахунку оцінки достовірності рівнянь регресії

Оцінку достовірності рівнянь регресії виконуємо в такій послідовності.

Середнє квадратичне відхилення визначаємо за залежністю

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}}, \quad (3.15)$$

де  $Y_{\text{експ}}$  та  $Y_{\text{розрах}}$  – експериментальне та розрахункове значення досліджуваної величини;  $n$  – кількість дослідів.

Середнє значення експериментально знайденого коефіцієнта тертя становить

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ } i}, \quad (3.16)$$

Відносна похибка обчислюється за формулою

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100 \%, \quad (3.17)$$

Розрахунок проводиться для кожного виду полімеру на основі отриманих експериментальних та розрахункових значень коефіцієнтів тертя та бічного тиску.

### 3.5.2. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для полістиролу

У табл. 3.10–3.11 наведено експериментальні та розрахункові значення коефіцієнтів тертя та бічного тиску для ПС.

Таблиця 3.10. Значення коефіцієнтів тертя для ПС

№ досліду	$K_{\text{ТР}}$ експериментальне	$K_{\text{ТР}}$ розрахункове
1	0,485	0,471
2	0,470	0,458
3	0,468	0,454
4	0,491	0,531
5	0,344	0,390
6	0,483	0,470
7	0,407	0,389
8	0,353	0,375

Таблиця 3.11. Значення коефіцієнтів бічного тиску для ПС

№ досліду	$K_{\text{БТ}}$ експериментальне	$K_{\text{БТ}}$ розрахункове
1	0,324	0,281
2	0,336	0,351
3	0,312	0,306
4	0,274	0,320
5	0,336	0,275
6	0,302	0,349
7	0,345	0,306
8	0,235	0,263

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта тертя згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,006272}{8}} = 0,028;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,485 - 0,471)^2 + (0,470 - 0,458)^2 + (0,468 - 0,454)^2 + (0,491 - 0,531)^2 + (0,344 - 0,290)^2 + (0,483 - 0,470)^2 + (0,407 - 0,389)^2 + (0,453 - 0,235)^2 = 0,006272;$$

Середнє значення коефіцієнта тертя згідно з (3.16) дорівнює

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ}_i} = \frac{1}{8} (0,485 + 0,470 + 0,468 + 0,491 + 0,344 + 0,483 + 0,407 + 0,353) = 0,438.$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта тертя згідно із (3.17) дорівнює

$$\varepsilon_{K_{\text{ТР}}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100\% = \frac{0,028}{0,438} \cdot 100\% = 6,30\%.$$

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,012168}{8}} = 0,039;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,324 - 0,281)^2 + (0,336 - 0,351)^2 + (0,312 - 0,306)^2 + (0,247 - 0,320)^2 + (0,336 - 0,275)^2 + (0,302 - 0,349)^2 + (0,345 - 0,306)^2 + (0,235 - 0,263)^2 = 0,012168.$$

Середнє значення коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.16) дорівнює

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ}_i} = \frac{1}{8} (0,324 + 0,336 + 0,312 + 0,274 + 0,336 + 0,302 + 0,345 + 0,235) = 0,308.$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта бічного тиску згідно із (3.17) дорівнює

$$\varepsilon_{K_{\text{БТ}}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100\% = \frac{0,039}{0,308} \cdot 100 = 12,8\%.$$

### 3.5.3. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для поліетилену високої густини

У табл. 3.12–3.13 наведено експериментальні та розрахункові значення коефіцієнтів тертя та бічного тиску для ПЕВГ.

Таблиця 3.12. Значення коефіцієнтів тертя для ПЕВГ

№ досліду	$K_{ТР}$ експериментальне	$K_{ТР}$ розрахункове
1	0,482	0,475
2	0,511	0,573
3	0,477	0,471
4	0,489	0,501
5	0,447	0,362
6	0,433	0,415
7	0,461	0,440
8	0,464	0,459

Таблиця 3.13. Значення коефіцієнтів бічного тиску для ПЕВГ

№ досліду	$K_{БТ}$ експериментальне	$K_{БТ}$ розрахункове
1	0,340	0,357
2	0,310	0,315
3	0,348	0,350
4	0,280	0,319
5	0,344	0,372
6	0,347	0,341
7	0,348	0,360
8	0,291	0,310

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта тертя згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,012168}{8}} = 0,039;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,482 - 0,475)^2 + (0,511 - 0,573)^2 + (0,477 - 0,471)^2 + (0,489 - 0,501)^2 + (0,447 - 0,362)^2 + (0,433 - 0,415)^2 + (0,461 - 0,440)^2 + (0,464 - 0,459)^2 = 0,012168.$$

Середнє значення коефіцієнта тертя згідно з (3.16) дорівнює

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^8 Y_{\text{експ}i} = \frac{1}{8} (0,482 + 0,511 + 0,477 + 0,489 + 0,447 + 0,433 + 0,461 + 0,464) = 0,471.$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта тертя згідно із (3.17) дорівнює:

$$\varepsilon_{K_{ТР}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100\% = \frac{0,039}{0,471} \cdot 100\% = 8,30\%.$$

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,0032}{8}} = 0,02;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,340 - 0,357)^2 + (0,310 - 0,315)^2 + (0,348 - 0,350)^2 + (0,280 - 0,319)^2 + (0,344 - 0,372)^2 + (0,347 - 0,341)^2 + (0,348 - 0,360)^2 + (0,291 - 0,310)^2 = 0,032.$$

Середнє значення коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.16) дорівнює

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ}i} = \frac{1}{8} (0,340 + 0,310 + 0,348 + 0,280 + 0,344 + 0,347 + 0,348 + 0,291) = 0,326.$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта бічного тиску згідно із (3.17) дорівнює

$$\varepsilon_{K_{\text{БТ}}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100\% = \frac{0,020}{0,326} \cdot 100\% = 6,16\%.$$

### 3.5.4. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для полівінілхлориду

У табл. 3.14–3.15 наведено експериментальні та розрахункові значення коефіцієнтів тертя та бічного тиску для ПВХ.

Таблиця 3.14. Значення коефіцієнтів тертя для ПВХ

№ досліду	$K_{\text{ТР}}$ експериментальне	$K_{\text{ТР}}$ розрахункове
1	0,568	0,538
2	0,583	0,603
3	0,398	0,497
4	0,405	0,522
5	0,483	0,504
6	0,491	0,542
7	0,435	0,483
8	0,460	0,500

Таблиця 3.15. Значення коефіцієнтів бічного тиску для ПВХ

№ досліду	$K_{\text{БТ}}$ експериментальне	$K_{\text{БТ}}$ розрахункове
1	0,342	0,325
2	0,336	0,314
3	0,283	0,311
4	0,302	0,335
5	0,286	0,237
6	0,352	0,370
7	0,280	0,280
8	0,246	0,234

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта тертя згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,031752}{8}} = 0,063;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,568 - 0,538)^2 + (0,583 - 0,603)^2 + (0,398 - 0,497)^2 + (0,405 - 0,522)^2 + (0,483 - 0,504)^2 + (0,491 - 0,542)^2 + (0,435 - 0,483)^2 + (0,460 - 0,500)^2 = 0,031752.$$

Середнє значення коефіцієнта тертя згідно з (3.16) дорівнює

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ}i} = \frac{1}{8} (0,568 + 0,583 + 0,398 + 0,405 + 0,483 + 0,491 + 0,435 + 0,460) = 0,478.$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта тертя згідно з (3.17) дорівнює

$$\varepsilon_{K_{\text{тр}}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100\% = \frac{0,063}{0,478} \cdot 100\% = 13,26\%.$$

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,005408}{8}} = 0,026;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,342 - 0,325)^2 + (0,336 - 0,317)^2 + (0,283 - 0,311)^2 + (0,302 - 0,335)^2 + (0,286 - 0,237)^2 + (0,352 - 0,370)^2 + (0,280 - 0,280)^2 + (0,246 - 0,234)^2 = 0,005408.$$

Середнє значення коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.16) дорівнює

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ}i} = \frac{1}{8} (0,342 + 0,336 + 0,283 + 0,302 + 0,286 + 0,352 + 0,280 + 0,246) = 0,303.$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта бічного тиску згідно із (3.17) дорівнює

$$\varepsilon_{K_{\text{бт}}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100\% = \frac{0,026}{0,303} \cdot 100\% = 8,60\%.$$

### 3.5.5. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для севілену

У табл. 3.16–3.17 наведено експериментальні та розрахункові значення коефіцієнтів тертя та бічного тиску для СЕВ.

Таблиця 3.16. Значення коефіцієнтів тертя для СЕВ

№ досліду	$K_{\text{ТР}}$ експериментальне	$K_{\text{ТР}}$ розрахункове
1	0,596	0,595
2	0,612	0,635
3	0,417	0,532
4	0,425	0,549
5	0,507	0,559
6	0,515	0,571
7	0,457	0,518
8	0,483	0,525

Таблиця 3.17. Значення коефіцієнтів бічного тиску для СЕВ

№ досліду	$K_{\text{БТ}}$ експериментальне	$K_{\text{БТ}}$ розрахункове
1	0,309	0,264
2	0,262	0,266
3	0,246	0,269
4	0,218	0,265
5	0,311	0,282
6	0,252	0,267
7	0,292	0,277
8	0,268	0,268

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта тертя згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,040328}{8}} = 0,071;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,596 - 0,595)^2 + (0,612 - 0,635)^2 + (0,417 - 0,532)^2 + (0,425 - 0,549)^2 + (0,507 - 0,559)^2 + (0,515 - 0,571)^2 + (0,457 - 0,518)^2 + (0,483 - 0,525)^2 = 0,040328.$$

Середнє значення коефіцієнта тертя згідно з (3.16) дорівнює

$$\bar{Y}_{\text{експ}} = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ} i} = \frac{1}{8} (0,596 + 0,612 + 0,417 + 0,425 + 0,507 + 0,515 + 0,457 + 0,483) = 0,502.$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта тертя згідно із (3.17) дорівнює

$$\varepsilon_{K_{TP}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100 \% = \frac{0,071}{0,502} \cdot 100 \% = 14,15 \%$$

Середнє квадратичне відхилення значень коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.15) дорівнює

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,006272}{8}} = 0,028;$$

$$(Y_{\text{експ}} - Y_{\text{розрах}})^2 = (0,309 - 0,264)^2 + (0,262 - 0,266)^2 + (0,246 - 0,269)^2 + (0,218 - 0,265)^2 + (0,311 - 0,282)^2 + (0,252 - 0,267)^2 + (0,292 - 0,277)^2 + (0,268 - 0,268)^2 = 0,006272.$$

Середнє значення коефіцієнта бічного тиску згідно з (3.16) дорівнює

$$\begin{aligned} \bar{Y}_{\text{експ}} &= \frac{1}{8} \sum_{i=1}^n Y_{\text{експ} i} = \\ &= \frac{1}{8} (0,309 + 0,262 + 0,246 + 0,218 + 0,311 + 0,252 + 0,292 + 0,268) = 0,270. \end{aligned}$$

Відносна похибка експериментально знайденого коефіцієнта бічного тиску згідно із (3.17) дорівнює

$$\varepsilon_{K_{BT}} = \frac{\sigma}{\bar{Y}_{\text{експ}}} \cdot 100 \% = \frac{0,028}{0,270} \cdot 100 \% = 10,28 \%$$

Максимальне розраховане значення похибки дорівнює 14,15 %.

### 3.6. Висновки до розділу 3

Відповідно до проведених досліджень можна зробити такі висновки.

1. Проведено дві серії експериментальних досліджень коефіцієнтів тертя по металу та бічного тиску для раніше зазначених полімерів (ПЕВГ, ПС, СЕВ та ПВХ). Встановлено залежність коефіцієнтів тертя та бічного тиску досліджених полімерів від таких конструктивно-технологічних параметрів зони живлення екструдера як тиск, температура, швидкість обертання робочого органу та кількість гранул по висоті робочого каналу.

Розроблено методику проведення відповідних досліджень та створено експериментальні установки для їх проведення. Конструкція установок захищена патентами України на корисні моделі, створені установки та відповідні методики використовуються в навчальному процесі кафедри хімічного, полімерного та силікатного машинобудування Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського».

2. Перша серія експериментальних досліджень дала змогу отримати залежності коефіцієнта тертя гранульованих полімерів від тиску та температури, які доводять необхідність врахування форми гранул та типу полімеру при конструюванні нового обладнання. Проте установка, що використовувалась при проведенні відповідних досліджень, не дозволила змінювати навантаження на досліджуваний матеріал у широкому діапазоні значень, отримувати залежності коефіцієнта тертя від швидкості обертання поверхні, а також визначати бічний тиск.

3. Установка, використана для проведення другої серії експериментальних досліджень, дала змогу усунути зазначені недоліки першої установки та дослідити залежності величини коефіцієнта зовнішнього тертя гранульованих матеріалів по різних поверхнях, а також коефіцієнта бічного тиску, залежно від температури, навантаження, швидкості обертання та кількості гранул по висоті робочого каналу в широкому діапазоні значень. Дослідження проведені на основі методу повного факторного експерименту.

4. Показано, що загалом для всіх типів полімеру значення коефіцієнта тертя спадає. Збільшення тиску та швидкості обертання робочого органу приводить до збільшення коефіцієнта тертя для всіх полімерів крім ПС, для якого має місце зменшення відповідних значень коефіцієнта тертя. Збільшення температури робочої поверхні приводить до збільшення коефіцієнта тертя для всіх полімерів крім ПЕВГ, а кількість гранул по висоті робочого каналу майже не впливає на характер залежностей коефіцієнта тертя.

Коефіцієнт бічного тиску збільшується при: зменшенні тиску для всіх полімерів крім СЕВ; підвищенні температури для всіх полімерів; підвищенні швидкості для гранул ПС та зменшенні швидкості для інших типів полімеру, при цьому для гранул СЕВ та ПВХ залежність більш виражена; збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу у разі перероблення ПС та зменшення у разі перероблення СЕВ, для двох інших полімерів коефіцієнт бічного тиску від висоти робочого каналу не залежить.

Найбільш на зростання коефіцієнтів тертя та бічного тиску полімерів впливає одночасна дія температури та швидкості обертання ротора.

5. Отримані результати дають змогу врахувати взаємний вплив фізико-механічних властивостей перероблюваного полімерного матеріалу (зокрема коефіцієнтів тертя та бічного тиску) і параметрів зони живлення черв'ячного екструдера, а отже в разі розроблення та модернізації екструзійного обладнання для перероблення певного полімерного матеріалу визначити раціональні значення конструктивно-технологічних параметрів черв'ячного екструдера в цілому.

6. Розраховані значення похибок вимірювання не перевищують допустимих значень. Для розрахунку похибки результатів вимірювань фізичних величин максимальне значення похибки становить 10,5 %, а для рівнянь регресії – 14,15 %.

## 4. МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ЖИВЛЕННЯ ЧЕРВ'ЯЧНОГО ЕКСТРУДЕРА ПОЛІМЕРНОЮ СИРОВИНОЮ

### 4.1. Математична модель процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною

Як було зазначено в п. 1, в основу багатьох теоретичних праць закладено фізичну модель, у якій передбачається, що в разі руху гранул полімеру вздовж каналу черв'яка ущільнені частинки не зміщуються одна відносно одної, оскільки сили тертя полімеру об полімер значно перевищують сили тертя полімеру по сталі, і рухаються як суцільна еластична стислива пробка (суцільне середовище) за рахунок відповідного співвідношення сил сухого тертя полімеру об стінку циліндра і черв'як [20, 21].

Як математичну модель, що описує таких рух, зазвичай використовують плоскопаралельну модель процесу з нерухомим черв'яком і обертовим циліндром, що розгорнуті на площину (рис. 4.1). При цьому беруть такі припущення:

- черв'як вважається нерухомим,
- циліндр обертається з лінійною швидкістю, що за величиною дорівнює швидкості черв'яка, а за напрямком – протилежна їй;
- не враховується кривизна каналу.

Черв'як обертається з лінійною швидкістю, що дорівнює

$$V = \pi D n, \quad (4.1)$$

де  $D$  – діаметр черв'яка, м;  $n$  – частота обертання черв'яка,  $\text{с}^{-1}$ .

Полімерна пробка проковзує відносно черв'яка зі швидкістю  $V_{\text{ч}}$  (див. рис. 4.1), тому сумарна швидкість її руху відносно стінки циліндра  $V_{\text{ц}}$  спрямована під кутом  $\omega$  до швидкості  $V$ . Проекція  $V_{\text{ц}}$  на вісь черв'яка  $V_{\text{о}}$  є швидкістю переміщення полімеру в осьовому напрямі й визначає продуктивність зони живлення. Неважко бачити, що зі збільшенням складової  $V_{\text{ч}}$  збільшується кут  $\omega$  і величина  $V_{\text{о}}$ , тобто продуктивність. Отже, чим менший коефіцієнт тертя полімеру об черв'як, тим більшою буде складова  $V_{\text{ч}}$  і, відповідно, осьова швидкість та продуктивність.

Із геометричних співвідношень (див. рис. 4.1) можна одержати такі вирази для складових швидкості (4.1):

$$V_{\text{ц}} = V \frac{\sin \varphi}{\sin(\omega + \varphi)}; \quad (4.1)$$

$$V_{\text{ч}} = V \frac{\sin \omega}{\sin(\omega + \varphi)}; \quad (4.3)$$

$$V_{\text{о}} = V \frac{\text{tg} \varphi \cdot \text{tg} \omega}{\text{tg} \varphi + \text{tg} \omega}. \quad (4.4)$$

Кут нахилу гвинтової нарізки  $\varphi$  визначається за рівнянням

$$\varphi = \text{arctg} \left( \frac{S}{\pi D} \right), \quad (4.5)$$

де  $S$  – крок гвинтової нарізки черв'яка, м.

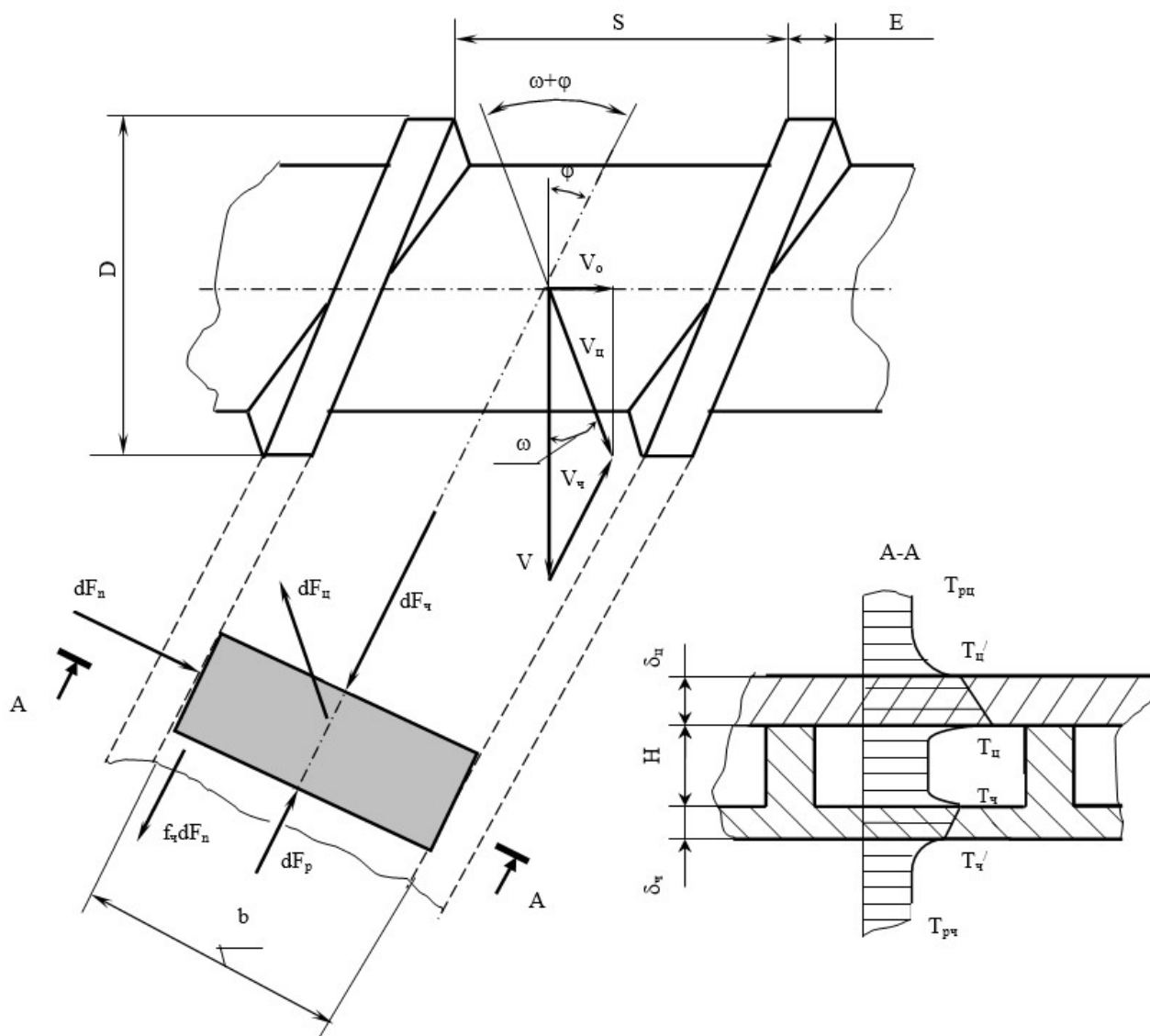


Рис. 4.1. Розрахункова схема плоскопаралельної моделі руху полімерної сировини [21]

Площа поперечного перерізу каналу черв'яка площиною, перпендикулярною його осі, дорівнює

$$S_k = \frac{\pi}{4} [D^2 - (D - 2H)^2] - \frac{EH}{\operatorname{tg}\varphi}, \quad (4.6)$$

де  $H$  – глибина каналу (нарізки), м;  $E$  – ширина гребня витка, м.

Тоді продуктивність зони живлення можна визначити за формулою

$$G = \rho_n V_o S_k, \quad (4.7)$$

де  $\rho_n$  – насипна маса полімеру,  $\text{кг/м}^3$ .

Із врахуванням (4.4) і (4.6) маємо

$$G = \rho_n \left\{ \frac{\pi}{4} [D^2 - (D - 2H)^2] - \frac{EH}{\operatorname{tg}\varphi} \right\} \frac{\operatorname{tg}\varphi \operatorname{tg}\omega}{\operatorname{tg}\varphi + \operatorname{tg}\omega} \pi D n. \quad (4.8)$$

Для знаходження кута  $\omega$  розглянемо основні сили, що діють на елемент пробки  $dz$  (див. рис. 4.1), виділений у зоні живлення. До них відносяться сила тертя полімеру об стінку циліндра  $dF_n$  і черв'як  $dF_t$ , спрямовані протилежно

відповідним складовим вектора швидкості  $V_{\text{ц}}$  і  $V_{\text{ч}}$ , результуюча сила осьового тиску  $dF_p$ , сила нормального тиску штовхального гребеня витка  $dF_n$  і сила тертя, спричинена силою  $dF_n$  і рівна  $f_{\text{ч}}dF_n$ , де  $f_{\text{ч}}$  – коефіцієнт тертя полімеру по черв'яку.

Спроекуємо сили на вісь  $x$

$$dF_n - dF_{\text{ц}} \sin(\omega + \varphi) = 0, \quad (4.9)$$

і на вісь  $y$

$$-dF_{\text{ц}} \cos(\omega + \varphi) + dF_{\text{ч}} + f_{\text{ч}}dF_n + dF_p = 0. \quad (4.10)$$

Підставляючи значення  $dF_n$ , визначене з рівняння (4.9), у рівняння (4.10), одержимо після перетворень

$$dF_p = dF_{\text{ц}} [\cos(\omega + \varphi) - f_{\text{ч}} \sin(\omega + \varphi)] - dF_{\text{ч}}. \quad (4.11)$$

Виразимо діючі на елемент сили через тиск  $p$  і коефіцієнти тертя по черв'яку  $f_{\text{ч}}$  і стінці циліндра  $f_{\text{ц}}$ :

$$dF_{\text{ц}} = pf_{\text{ц}} dS_{\text{ц}} K_p, \quad (4.12)$$

$$dF_{\text{ч}} = pf_{\text{ч}} dS_{\text{ч}} K_p, \quad (4.13)$$

$$dF_p = bHdp, \quad (4.14)$$

де  $dS_{\text{ц}}$  і  $dS_{\text{ч}}$  – відповідно наближені значення площ поверхонь тертя по стінці циліндра й черв'яку,  $\text{м}^2$ :

$$dS_{\text{ц}} = \pi DdL, \quad (4.15)$$

$$dS_{\text{ч}} = \pi(D - 2H)dL; \quad (4.16)$$

$b$ , ширина каналу черв'яка,  $\text{м}$

$$b = (S - E) \cos \varphi. \quad (4.17)$$

Коефіцієнт бічного тиску  $K_p$  враховує анізотропію тиску, яка полягає в тому, що осьовий тиск нерівномірно передається на стінки каналу черв'яка і циліндра внаслідок дії сил тертя в масі частинок полімеру. Чисельно коефіцієнт бічного тиску дорівнює відношенню тиску на бічні поверхні до осьового тиску.

Підставляючи вирази (4.12)–(4.14) у (4.11), одержимо після перетворень

$$\frac{dp}{dL} = \frac{pf_{\text{ц}} \pi D K_p}{bH} \left[ \cos(\omega + \varphi) - f_{\text{ч}} \sin(\omega + \varphi) - \frac{f_{\text{ч}} (D - 2H)}{f_{\text{ц}} D} \right]. \quad (4.18)$$

Якщо відповідно до методу ступеневої апроксимації припустити, що в межах об'єму виділеного елемента  $dL$  значення коефіцієнтів тертя, кута  $\omega$ , коефіцієнта  $K_p$  не змінюються, то в результаті інтегрування рівняння (4.18) від  $L_1$  до  $L_2$  і від  $p_1$  до  $p_2$  одержимо функцію, що описує зростання тиску на довжині виділеного елемента

$$p_2 = p_1 \exp \left( \frac{\pi D f_{\text{ц}} K_p (L_2 - L_1)}{bH} A \right), \quad (4.19)$$

де комплекс  $A$  визначається таким чином

$$A = \cos(\omega + \varphi) - f_{\text{ч}} \sin(\omega + \varphi) - \frac{f_{\text{ч}} (D - 2H)}{f_{\text{ц}} D}. \quad (4.20)$$

Якщо  $A > 0$ , то тиск по довжині елемента зростає, насипна маса збільшується, а об'ємна витрата і, відповідно, кут  $\omega$  зменшуються. Для сталої масової витрати  $G$  зміну кута  $\omega$  по довжині зони живлення можна обчислити з рівняння (4.8), підставляючи в нього насипну масу як функцію середнього для елемента тиску  $P_c$  і розв'язуючи це рівняння відносно кута  $\omega$ , отримуємо

$$\omega = \operatorname{arctg} \left( \frac{\operatorname{tg} \varphi \frac{G}{n}}{B \rho_n P_c - \frac{G}{n}} \right), \quad (4.21)$$

де  $P_c$  – середнє логарифмічне значення тиску, Па

$$P_c = \frac{P_2 - P_1}{\ln \left( \frac{P_2}{P_1} \right)}, \quad (4.22)$$

$B$  – комплекс, що дорівнює

$$B = \left\{ \frac{\pi}{4} [D^2 - (D - 2H)^2] - \frac{EH}{\operatorname{tg} \varphi} \right\} \pi D \operatorname{tg} \varphi. \quad (4.23)$$

Потрібно зауважити, що досить проблематичним є визначення тиску  $p_1$  на початку зони живлення, який входить у рівняння (4.19), при розрахунку першого елемента.

Надалі плоскопаралельна модель черв'яка, зображена на рис. 4.1 розглядається в нерухомій, зв'язаній з екструдером декартовій системі координат. При цьому площа каналу черв'яка розгортається подібно тому, як розгортається намотана по гвинтовій лінії на циліндричне осердя стрічка, що зображено штриховими лініями на рис. 4.1. Розгорнута на площину поверхня циліндра накриває зверху канал черв'яка. Вісь  $z$  спрямована по довжині розгорнутого каналу, вісь  $y$  – по його висоті, а вісь  $x$ , відповідно, перпендикулярно гребню витка. Тоді координата  $z$  пов'язана з координатою  $L$ , спрямованою по осі черв'яка, очевидним співвідношенням:

$$z = L / \sin \varphi. \quad (4.24)$$

Густина теплового потоку, спричиненого силами тертя, відповідно дорівнює:

– для поверхні циліндра

$$q_{\text{ц}} = p_c K_p f_{\text{ц}} V_{\text{ц}}; \quad (4.25)$$

– для поверхні черв'яка

$$q_{\text{ч}} = p_c K_p f_{\text{ч}} V_{\text{ч}}. \quad (4.26)$$

Підставляючи значення  $V_{\text{ц}}$  і  $V_{\text{ч}}$  із рівнянь (4.1) і (4.3), одержимо:

$$q_{\text{ц}} = p_c K_p f_{\text{ц}} V \frac{\sin \varphi}{\sin(\omega + \varphi)}, \quad (4.27)$$

$$q_{\text{ч}} = p_c K_p f_{\text{ч}} V \frac{\sin \omega}{\sin(\omega + \varphi)}. \quad (4.28)$$

Відповідно витрати потужності дорівнюють:

– для поверхні циліндра

$$\Delta N_{\text{ц}} = b \frac{\Delta L}{\sin \varphi} q_{\text{ц}}; \quad (4.29)$$

– для поверхні черв'яка

$$\Delta N_{\text{ч}} = (b + 2H) \frac{\Delta L}{\sin \varphi} q_{\text{ч}}. \quad (4.30)$$

Ця потужність частково витрачається на нагрівання полімеру, а решта відводиться водою, що охолоджує циліндр і черв'як. Якщо припустити, що теплота в об'ємі полімеру передається тільки по його товщині (координаті  $y$ ), то в вибраній нерухомій системі координат рівняння переносу енергії набуває вигляду

$$\rho C V_{zT} \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right), \quad (4.31)$$

де  $\rho$  – густина полімеру як функція температури,  $\text{кг/м}^3$ ;  $C$  – теплоємність полімеру як функція температури,  $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К})$ ;  $V_{zT}$  – швидкість руху твердого полімеру в каналі черв'яка,  $\text{м/с}$ ;  $\lambda$  – теплопровідність полімеру як функція температури,  $\text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$ .

Оскільки полімер рухається з приблизно постійною по поперечному перерізу швидкістю, то значення  $V_{zT}$  можна визначити з рівняння масової витрати і воно дорівнює

$$V_{zT} = \frac{G}{\rho_{\text{п}} b H}. \quad (4.32)$$

Якщо рівняння (4.31) записати у вигляді

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial \left( \frac{z}{V_{zT}} \right)} = \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right), \quad (4.33)$$

то неважко бачити, що в системі координат, яка рухається разом з полімером, це є рівняння нестационарної теплопровідності, оскільки  $t = z/V_{zT}$  являє собою час

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right). \quad (4.34)$$

Надалі розглядається рівняння у формі (4.31). Тепловий потік, що виділяється на поверхні контакту полімеру з поверхнею черв'яка  $q_{\text{ч}}$ , частково витрачається на нагрівання полімеру, а решта відводиться охолоджуючою черв'як рідиною. Згідно з законом Фур'є компонента  $q_y$  вектора теплового потоку до полімеру дорівнює

$$q_y = -\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=0}. \quad (4.35)$$

За рівнянням Ньютона-Ріхмана охолоджуючою водою відводиться тепловий потік

$$q = -\lambda \nabla T = \alpha_{\text{ч}} (T_{\text{ч}} - T_{\text{рч}}), \quad (4.36)$$

де  $\alpha_{\text{ч}}$  – коефіцієнт тепловіддачі до охолоджуючої черв'як рідини, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $T_{\text{ч}}$  – температура поверхні стінки, °С;  $T_{\text{рч}}$  – середня температура охолоджуючої черв'як рідини, °С.

Цей потік проходить через стінку черв'яка і згідно з рівнянням стаціонарної теплопровідності через плоску необмежену пластину (кривизною поверхні знехтуємо) дорівнює

$$q = \frac{\lambda_{\text{ч}}}{\delta_{\text{ч}}} T_{\text{ч}} - T_{\text{ч}} \quad (4.37)$$

де  $\delta_{\text{ч}}$  – товщина стінки черв'яка, м;  $\lambda_{\text{ч}}$  – теплопровідність стінки, Вт/(м·К);  $T_{\text{ч}}$  – температура на внутрішній поверхні стінки, °С.

Складаючи рівняння теплового балансу, одержимо

$$q_{\text{ч}} + \lambda \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=0} = \frac{\lambda_{\text{ч}}}{\delta_{\text{ч}}} (T_{\text{ч}} - T_{\text{рч}}) = \alpha_{\text{ч}} (T_{\text{ч}} - T_{\text{рч}}). \quad (4.38)$$

Аналогічну систему рівнянь можна одержати і для поверхні контакту полімеру зі стінкою циліндра ( $y = H$ )

$$q_{\text{ц}} + \lambda \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=H} = \frac{\lambda_{\text{ц}}}{\delta_{\text{ц}}} (T_{\text{ц}} - T_{\text{рц}}) = \alpha_{\text{ц}} (T_{\text{ц}} - T_{\text{рц}}), \quad (4.39)$$

де  $\alpha_{\text{ц}}$  – коефіцієнт тепловіддачі до рідини, що охолоджує циліндр, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $\delta_{\text{ц}}$  – товщина стінки циліндра, м;  $\lambda_{\text{ц}}$  – теплопровідність стінки циліндра, Вт/(м·К);  $T_{\text{ц}}$  – температура на внутрішній поверхні стінки циліндра, °С;  $T_{\text{рц}}$  – середня температура охолоджуючої циліндр рідини, °С.

Розв'язуючи системи рівнянь (4.38) і (4.39) відносно градієнтів температур, одержимо граничні умови для розв'язання рівняння (4.31):

– при  $y = 0$

$$\left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=0} = \frac{1}{\lambda} \left[ q_{\text{ч}} - \alpha_{\text{ч}} \left( \frac{\alpha_{\text{ч}} \delta_{\text{ч}} T_{\text{рч}} + T_{\text{ч}} \lambda_{\text{ч}}}{\alpha_{\text{ч}} \delta_{\text{ч}} + \lambda_{\text{ч}}} - T_{\text{рч}} \right) \right], \quad (4.40)$$

– при  $y = H$

$$\left( \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=H} = \frac{1}{\lambda} \left[ q_{\text{ц}} - \alpha_{\text{ц}} \left( \frac{\alpha_{\text{ц}} \delta_{\text{ц}} T_{\text{рц}} + T_{\text{ц}} \lambda_{\text{ц}}}{\alpha_{\text{ц}} \delta_{\text{ц}} + \lambda_{\text{ц}}} - T_{\text{рц}} \right) \right]. \quad (4.41)$$

Температура полімеру на вході дорівнює  $T_{\text{вх}}$ , тому при  $z = 0$  гранична умова на вході має вигляд

$$\text{при } T = T_{\text{вх}} = \text{const}. \quad (4.42)$$

Таким чином, система рівнянь (4.19)–(4.22), (4.27)–(4.32) разом з граничними умовами (4.40)–(4.42), а також функціями, що описують залежність насипної маси, коефіцієнтів тертя, бічного тиску, теплофізичних властивостей

від тиску і температури, рівняннями для розрахунку коефіцієнтів тепловіддачі є математичною моделлю процесу неізотермічного живлення для заданої масової витрати  $G$  [21].

Розв'язання цієї системи рівнянь дає змогу виконати розрахунок процесу живлення, але, як було зазначено в п. 1.3, для одержання достатньої точності необхідна відповідна точність функцій, що описують залежність коефіцієнтів тертя, бічного тиску, стисливості гранул та інші, які далеко не завжди наявні при проектних розрахунках. Як було зазначено в п. 1.3, оскільки, наприклад, коефіцієнти тертя та бічного тиску входять до показника експоненти рівняння (4.19), то їх невелика зміна спричинює значну зміну обчислюваного тиску. До цього потрібно додати, що на характер зміни тиску впливають також процеси в наступних функціональних зонах екструдера та екструзійній головці, зміна тиску в яких спричинює зміну тиску на виході зони подачі, що здійснюється в певних межах за рахунок зміни довжини області низького тиску і відповідного зміщення експоненти по координаті  $L$  у бік завантажувальної горловини, якщо опір збільшується, або в напрямку зон плавлення і гомогенізації, якщо опір цих зон зменшується. Таке саморегулювання можливе тому, що основне зростання тиску відбувається на невеликій порівняно з довжиною зони подачі ділянці, і утворена ущільнена пробка має можливість переміщуватись вздовж циліндра.

Оскільки на початку зони подачі градієнт тиску незначний, то, прирівнюючи до нуля вираз (4.18), одержимо

$$\cos(\omega_0 + \varphi) - f_{\text{ч}} \sin(\omega_0 + \varphi) - \frac{f_{\text{ц}}}{f_{\text{ц}}} \frac{D - 2H}{D} = 0. \quad (4.43)$$

Розділивши кожний член рівняння (4.43) на  $\cos(\omega_0 + \varphi)$  і розв'язуючи відносно  $\omega_0$ , одержимо трансцендентне рівняння для визначення кута між векторами  $V$  і  $V_{\text{ц}}$  на початку зони подачі

$$\omega_0 = \arctg \left[ \frac{1}{f_{\text{ч}}} - \frac{D - 2H}{D f_{\text{ц}} \cos(\omega_0 + \varphi)} \right] - \varphi. \quad (4.44)$$

Позначивши  $\rho_0$  насипну масу полімеру, що надходить до екструдера, з рівняння (4.8) одержимо вираз для обчислення питомої продуктивності зони подачі

$$G = \rho_0 \left\{ \frac{\pi}{4} [D^2 - (D - 2h)^2] - \frac{EH}{\text{tg}\varphi} \right\} \pi D n \frac{\text{tg}\omega \cdot \text{tg}\varphi}{\text{tg}\omega + \text{tg}\varphi}. \quad (4.45)$$

Питома продуктивність суттєво залежить від відношення коефіцієнтів тертя по черв'яку  $f_{\text{ч}}$  і по циліндру  $f_{\text{ц}}$  при малих його значеннях, а при збільшенні  $F$  ця залежність зменшується і асимптотично прямує до певного значення. Таким чином, для збільшення питомої продуктивності та стабілізації процесу подачі потрібно зменшувати коефіцієнт тертя  $f_{\text{ч}}$  і відповідно збільшувати  $f_{\text{ц}}$ .

Таким чином, розв'язання системи рівнянь, що описують процес живлення, дає можливість моделювати процес, якщо достатньо точно відомі трибологічні властивості полімерної сировини, що використовується для живлення черв'ячного екструдера.

## 4.2. Методика числового розв'язання

Для проведення числових розрахунків відповідно до описаної в п. 4.1 математичної моделі було використано розроблену авторами програму.

При цьому в разі базового розрахунку коефіцієнти тертя та бічного тиску полімеру задаються постійними величинами і не враховують несущільність полімеру, який у зоні живлення перебуває в гранульованому стані. Для врахування несущільності полімеру програму було вдосконалено шляхом введення значень коефіцієнтів тертя та бічного тиску у вигляді функціональних залежностей від тиску, температури, швидкості обертання черв'яка та кількості гранул по висоті робочого каналу, що були отримані у третьому розділі даної роботи. Таким чином, процес живлення черв'ячного екструдера розглядається із урахуванням несущільності полімеру, що краще узгоджується з реальним процесом і дає змогу більш точно врахувати параметри фрикційного режиму руху матеріалу при розрахунках процесу екструзії.

## 4.3. Результати числових розрахунків

Для ілюстрації можливостей програми, нижче наведено результати розрахунків процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною з такими основними параметрами: діаметр черв'яка  $D = 63$  мм, ширина каналу  $S = D$ , глибина каналу у зоні живлення  $H = 6$  мм, швидкість обертання черв'яка  $n = 100$  об/хв, задана продуктивність  $G = 100$  кг/год, перероблюваний матеріал ПЕВГ (властивості аналогічні наведеним у п. 3). Коефіцієнти тертя та бічного тиску відповідно при розрахунку в базовій програмі задавались  $f_{\text{ч}} = 0,4$ , співвідношення  $f_{\text{ч}}/f_{\text{ц}} = 1,15$ ,  $f_{\text{б.т.}} = 1$ ; при розрахунку у вдосконаленій програмі  $f_{\text{ч}}/f_{\text{ц}} = 1,15$ , а  $f_{\text{ч}}$  і  $f_{\text{б.т.}}$  у вигляді таких функціональних залежностей:

$$f_{\text{ч}} = 0,471 + 0,019n - 0,002t - 0,004p + 0,004h + 0,009nt - 0,006np + 0,006nH - \\ - 0,001tp + 0,001tH - 0,471pH - 0,004ntp + 0,004ntH - 0,019npH + \\ + 0,002tpH - 0,009ntpH;$$

$$f_{\text{б.т.}} = 0,326 - 0,006n + 0,009t + 0,019p - 0,019H - 0,004nt + 0,006np - 0,006nH - \\ - 0,012tp + 0,012tH - 0,326pH + 0,003ntp - 0,003ntH + 0,006npH - \\ - 0,009tpH + 0,004ntpH,$$

де  $t$  – температура черв'яка, °С;  $p$  – тиск, що діє на полімер, МПа.

Нижче наведено деякі залежності розрахункових параметрів екструзії залежно від швидкості обертання або співвідношення коефіцієнтів тертя для базової та вдосконаленої версій програми. Числові розрахунки виконано за методом ступінчастої апроксимації, де кроком є один виток, при цьому в його межах тиск вважається постійним.

На рис. 4.2–4.7 наведено залежності тиску на виході із зони живлення, потужності приводу та середньої температури полімеру залежно від частоти обертання черв'яка або співвідношення коефіцієнтів тертя.

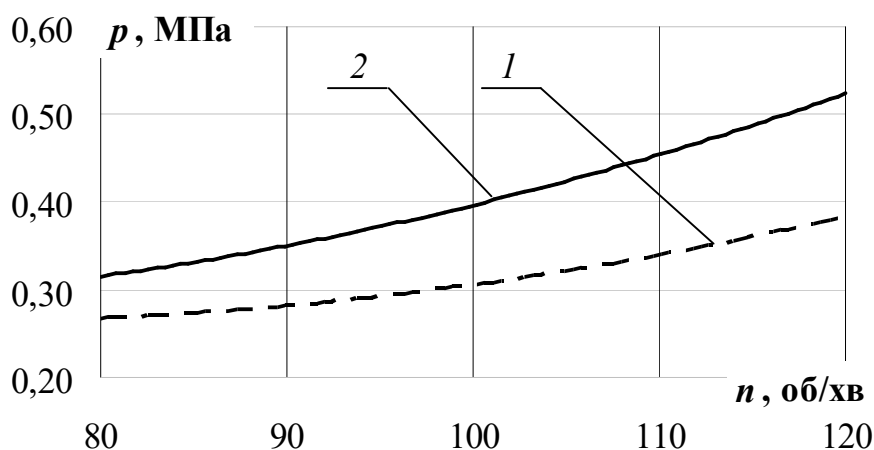


Рис. 4.2. Залежність тиску на виході із зони живлення від швидкості обертання черв'яка за співвідношення  $f_{\text{ч}}/f_{\text{ц}} = 1,15$ : 1 – базова програма; 2 – вдосконалена програма

З наведених на рис. 4.2–4.7 залежностей помітно загальне збільшення дослідних значень при використанні вдосконаленої програми, при цьому для значень тиску (див. рис. 4.2, 4.5) різниця складає 14...60 %, для значень потужності приводу (див. рис. 4.3, 4.6) – 23...36 %, для значень середньої температури полімеру (див. рис. 4.4, 4.7) – 3...16 %. При цьому бачимо, що збільшення різниці відбувається при збільшенні частоти обертання або співвідношення коефіцієнтів тертя.

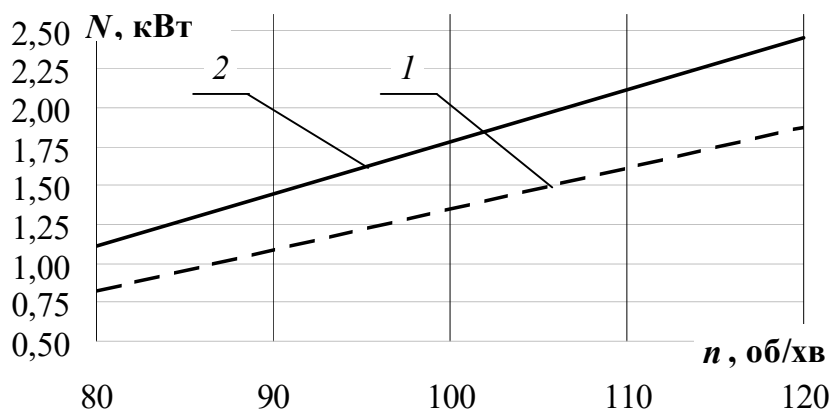


Рис. 4.3. Залежність потужності приводу від швидкості обертання черв'яка за співвідношення  $f_{\text{ч}}/f_{\text{ц}} = 1,15$ : 1 – базова програма; 2 – вдосконалена програма

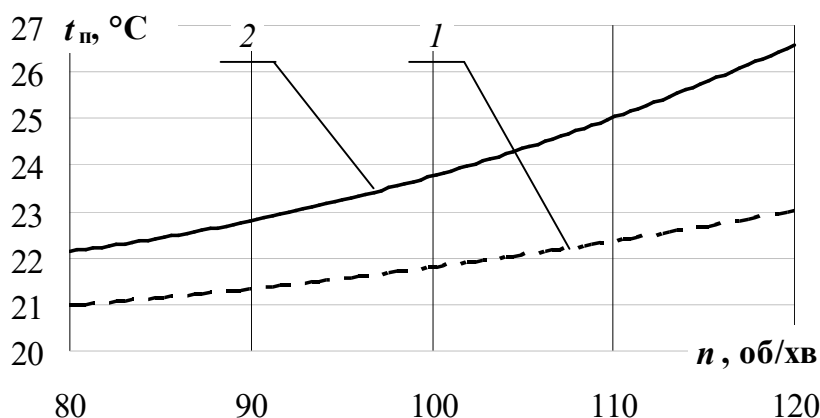


Рис. 4.4. Залежність середньої температури полімеру від швидкості обертання черв'яка за співвідношення  $f_{\text{ч}}/f_{\text{ц}} = 1,15$ : 1 – базова програма; 2 – вдосконалена програма

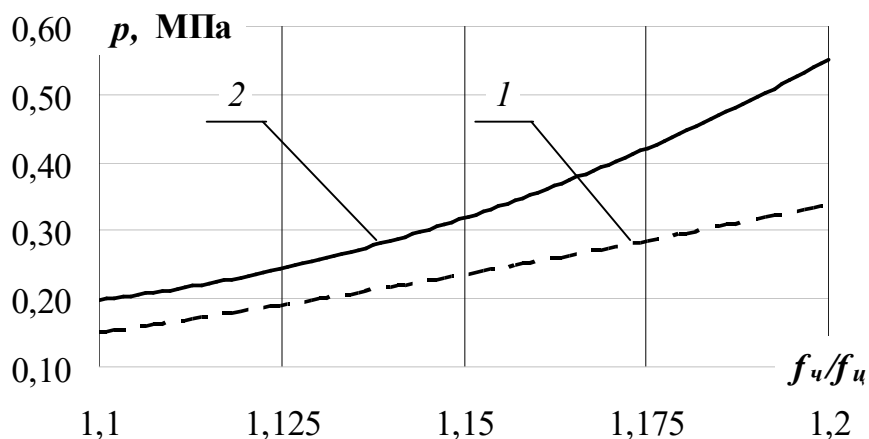


Рис. 4.5. Залежність тиску на виході із зони живлення від співвідношення коефіцієнтів тертя при  $n = 100$  об/хв.: 1 – базова програма; 2 – вдосконалена програма

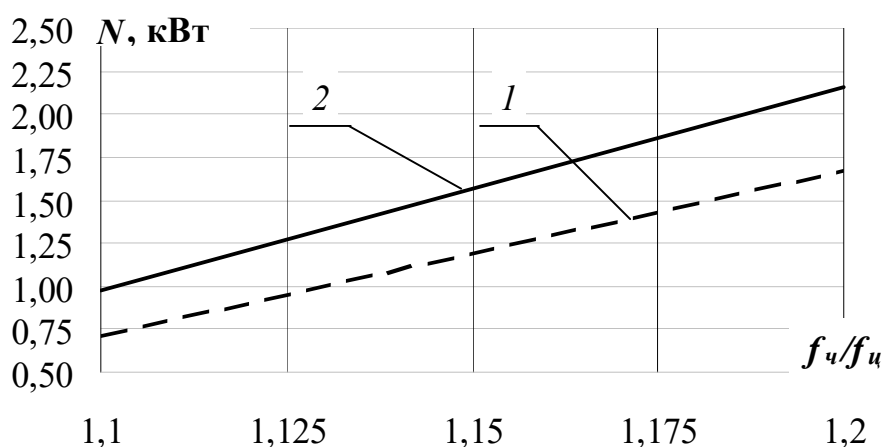


Рис. 4.6. Залежність потужності приводу від співвідношення коефіцієнтів тертя при  $n = 100$  об/хв.: 1 – базова програма; 2 – вдосконалена програма

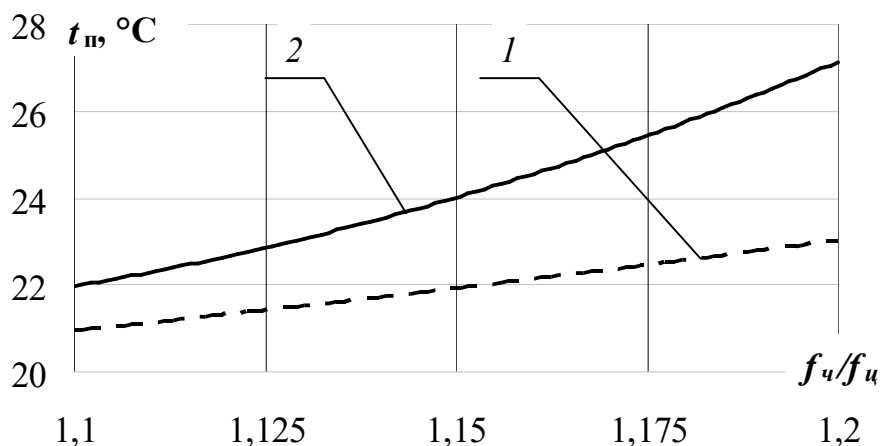
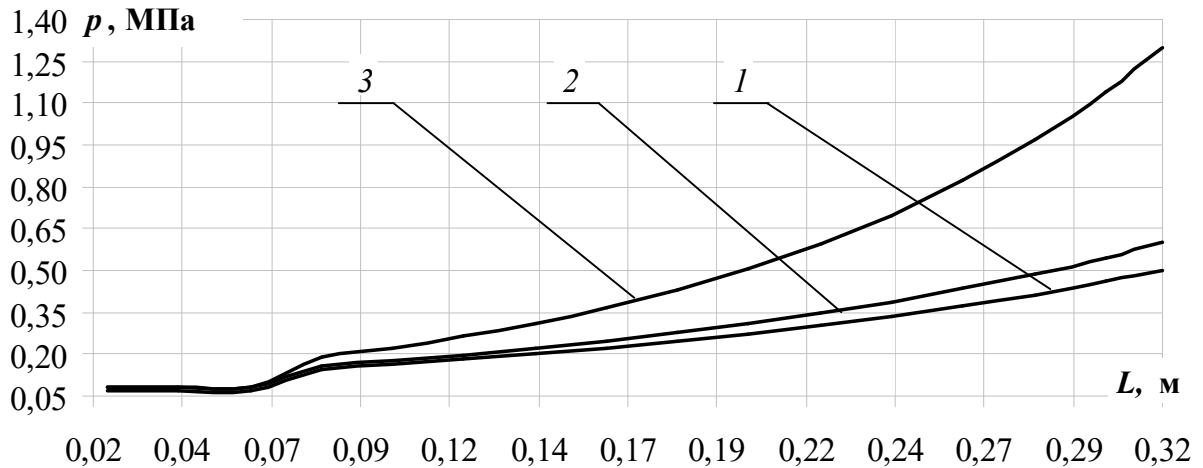


Рис. 4.7. Залежність середньої температури полімеру від співвідношення коефіцієнтів тертя при  $n = 100$  об/хв.: 1 – базова програма; 2 – вдосконалена програма

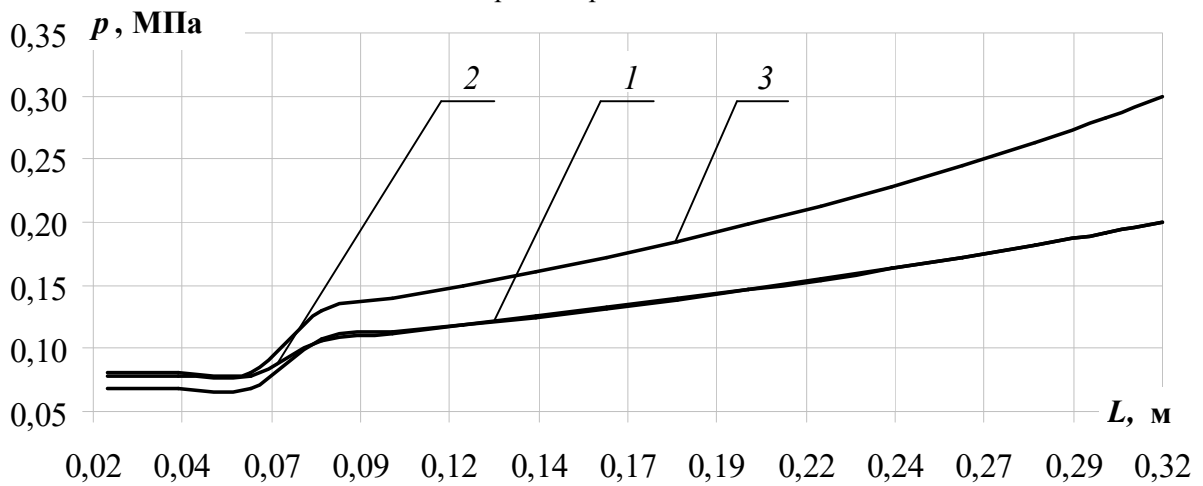
Вочевидь, збільшення значень у випадку використання вдосконаленої програми пов'язане із урахуванням одночасного впливу на значення коефіцієнта тертя таких конструктивно-технологічних параметрів процесу живлення черв'ячного екструдера, як тиск, температура та швидкість обертання робочого органу.

На рис. 4.8 наведено розподіл тиску по довжині екструдера у зоні живлення при різних швидкості обертання, на рис. 4.9 – те саме при різному співвідношенні коефіцієнтів тертя порівняно з базовою та вдосконаленою програмами.

З наведених на рис. 4.8–4.8 залежностей помітно загальне зниження значень тиску по довжині екструдера у зоні живлення при використанні вдосконаленої програми, при цьому видно, що збільшення швидкості обертання черв'яка або співвідношення коефіцієнтів призводить до більш стрімкого збільшення тиску.



*a*



*б*

Рис. 4.8. Залежність тиску по довжині екструдера у зоні живлення за різної швидкості обертання черв'яка  $n$  та співвідношенні  $f_{\text{ч}}/f_{\text{ц}} = 1,15$  порівняно з базовою (*a*) та вдосконаленою (*б*) програмами: *a* – 1 –  $n = 80$  об/хв; 2 –  $n = 100$  об/хв; 3 –  $n = 120$  об/хв. *б* – 1 –  $n = 80$  об/хв; 2 –  $n = 100$  об/хв; 3 –  $n = 120$  об/хв

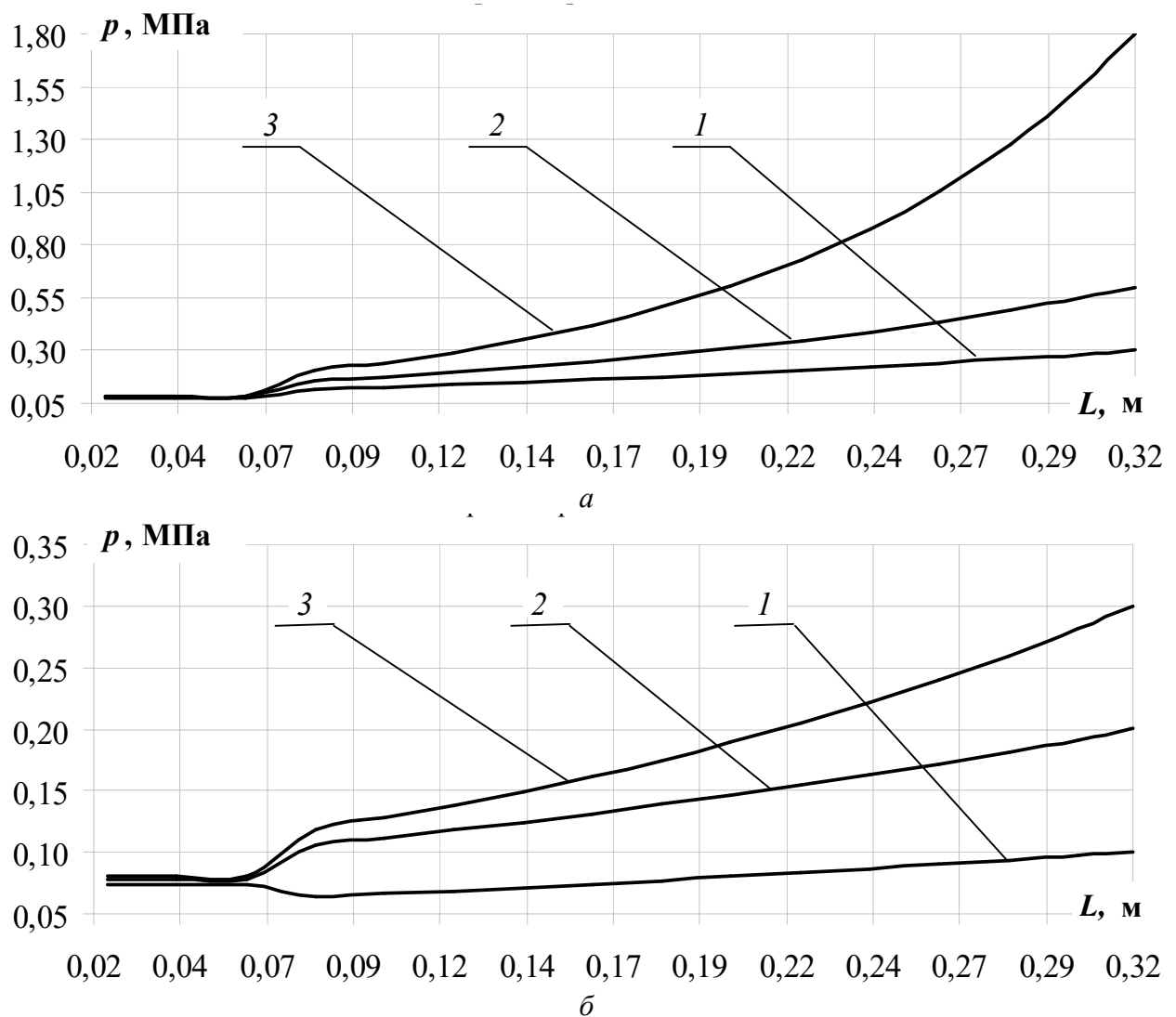


Рис. 4.9. Залежність тиску по довжині екструдера у зоні живлення при різних співвідношеннях  $f_{ч}/f_{ц}$  та швидкості обертання черв'яка  $n = 100$  об/хв порівняно з базовою (а) та вдосконаленою (б) програмами: а – 1 –  $f_{ч}/f_{ц} = 1,1$ ; 2 –  $f_{ч}/f_{ц} = 1,15$ ; 3 –  $f_{ч}/f_{ц} = 1,2$ ; б – 1 –  $f_{ч}/f_{ц} = 1,1$ ; 2 –  $f_{ч}/f_{ц} = 1,15$ ; 3 –  $f_{ч}/f_{ц} = 1,2$

#### 4.4. Верифікація математичної моделі

Для верифікації було проведено розрахунки процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною на прикладі ПЕВГ з вихідними даними наявних експериментальних досліджень авторів [115] та виконано порівняння результатів, отриманих за допомогою базової та вдосконаленої версій програм (рис. 4.10).

З рис. 4.10 помітно, що вдосконалена програма дає значення тиску по довжині екструдера ближчі до експериментальних значень, ніж базова програма, майже на всій довжині. При цьому у порівнянні із експериментальними даними максимальна розбіжність значень, отриманих при розрахунку у базовій програмі складає 32 %, у вдосконаленій програмі 18 % (на проміжку довжини  $L=1$  м).

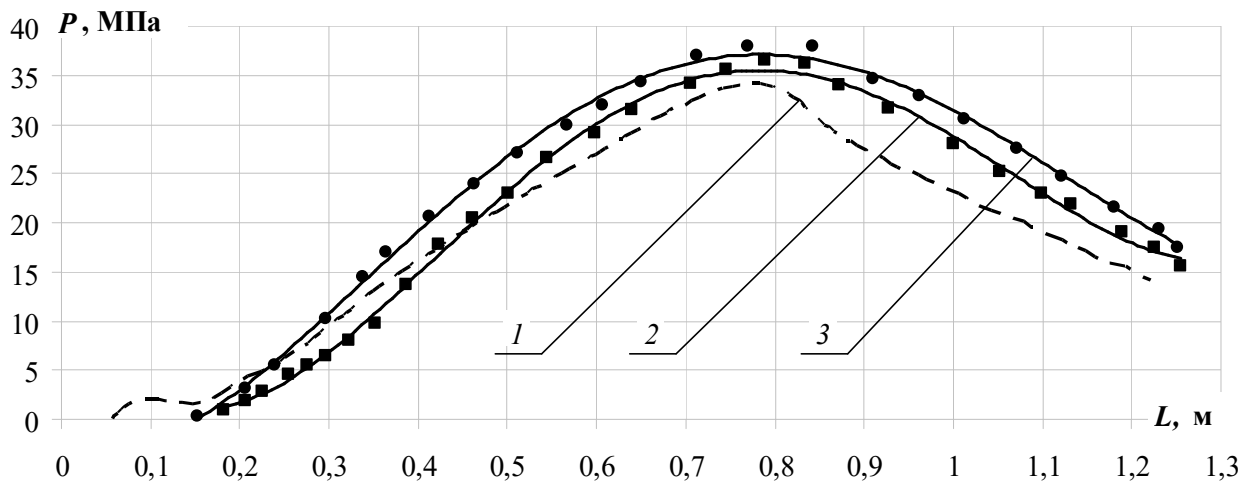


Рис. 4.10. Залежність тиску по довжині екструдера: 1 – експериментальні дані; 2 – числовий розрахунок у вдосконаленій програмі; 3 – числовий розрахунок у базовій програмі

#### 4.5. Висновки до розділу 4

Відповідно до проведених досліджень можна зробити такі висновки.

1. Вдосконалено методику розрахунку процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною, а також методику розрахунку процесу екструзії в цілому на базі плоскопаралельної моделі. Для врахування несущільності полімеру від час живлення черв'ячного екструдера методику було вдосконалено шляхом введення попередньо отриманих значень коефіцієнтів тертя та бічного тиску у вигляді попередньо отриманих функціональних залежностей від тиску, температури, швидкості обертання черв'яка та кількості гранул по висоті робочого каналу.

2. Проведено числові дослідження процесу екструзії для базової і вдосконаленої методик та показано порівняння результатів розрахунку зони живлення черв'ячного екструдера для перероблення ПЕВГ за обома методиками, а також з результатами натурального експерименту.

Використання вдосконаленої методики дало змогу отримати результати, що показують кращу збіжність з результатами натурального експерименту, при цьому максимальна різниця між результатами розрахунку, що отримані при використанні вдосконаленої методики та результатами натурального експерименту майже удвічі менша, ніж у разі застосування базової методики.

Таким чином, доведено взаємний вплив коефіцієнтів тертя й бічного тиску гранульованих полімерів на технологічно-конструктивні параметри процесу живлення черв'ячного екструдера гранульованою полімерною сировиною, а також процесу екструзії в цілому.

## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ І РЕКОМЕНДАЦІЇ

Головний результат проведених досліджень – вирішення важливої науково-технічної проблеми дослідження руху гранульованих полімерних матеріалів у зоні живлення черв'ячного екструдера та його впливу на конструктивно-технологічні параметри зазначеної зони, що необхідно для ефективного проектування та експлуатації екструзійного обладнання в цілому.

1. У результаті проведеного аналізу стану питання моделювання процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною встановлено, що існуючі моделі та методики розрахунку обладнання та процесу живлення черв'ячного екструдера базуються на припущенні поведінки полімерної сировини як суцільного твердого тіла, що не відповідає дійсності й не забезпечує можливості розробки і вдосконалення ефективного екструзійного обладнання для перероблення гранульованих полімерних матеріалів, фізикомеханічні властивості яких можуть істотно відрізнятися від суцільних полімерних матеріалів.

2. Обґрунтовано використання математичної моделі дискретного руху сипкого матеріалу для руху гранульованого полімерного матеріалу в робочому каналі зони живлення одночерв'ячного екструдера, яка дала змогу розглянути полімер у вигляді сукупності окремих гранул та врахувати вплив їхніх форми й розмірів на характер взаємодії гранул полімеру між собою та зі стінками робочих органів обладнання.

3. Розроблено методику проведення досліджень триботехнічних властивостей гранульованих полімерних матеріалів та створено експериментальні установки для їх проведення, конструкції яких захищені патентами України на корисні моделі.

4. Визначено залежності коефіцієнта тертя та коефіцієнта бічного тиску чотирьох типів гранульованих полімерних матеріалів, широко застосовуваних у черв'ячній екструзії: поліетилену високої густини марки Marlex ННМ 5502ВН (ПЕВГ), співполімеру етилену з вінілацетатом (севілену) марки 11104-030 (СЕВ), полістиролу марки Denka Styrol MW-1-301 (ПС), полівінілхлориду марки SorVyl G 2171/9005 11/01 (ПВХ), по металевій поверхні від таких конструктивно-технологічних параметрів процесу живлення черв'ячного екструдера як тиск, температура, швидкість обертання робочого органу та кількість гранул по висоті робочого каналу.

Показано, що загалом для всіх типів полімеру значення коефіцієнта тертя спадає. Збільшення тиску та швидкості обертання робочого органу приводить до збільшення коефіцієнта тертя для всіх полімерів крім ПС, для якого має місце зменшення відповідних значень коефіцієнта тертя. Збільшення температури робочої поверхні приводить до збільшення коефіцієнта тертя для всіх полімерів крім ПЕВГ, а кількість гранул по висоті робочого каналу майже не впливає на характер залежностей коефіцієнта тертя.

Коефіцієнт бічного тиску збільшується при: зменшенні тиску для всіх полімерів крім СЕВ; підвищенні температури для всіх полімерів; підвищенні швидкості для гранул ПС та зменшенні швидкості для інших типів полімеру, при цьому для гранул СЕВ та ПВХ залежність більш виражена; збільшення кількості гранул по висоті робочого каналу у разі перероблення ПС та зменшення у разі перероблення СЕВ, для двох інших полімерів коефіцієнт бічного тиску від висоти робочого каналу не залежить.

Найбільш на зростання коефіцієнтів тертя та бічного тиску полімерів впливає одночасна дія температури та швидкості обертання ротора.

5. На основі обґрунтованої математичної моделі розроблено числову модель руху гранульованого матеріалу на базі методу дискретного елемента (МДЕ), при цьому для опису контактної взаємодії застосовано модель в'язко-пружного контакту за моделлю Hertz–Mindlin. Виконано верифікацію розробленої числової моделі за даними натурних експериментів для задач формування кута природного укусу та руху потоку гранул на прикладі шнекового живильника.

Проведено порівняння двох підходів до моделювання форми гранул: за умови розгляду гранул у формі сфер та у формі мультисфер і показано вплив фізикомеханічних характеристик обраних полімерів, а також форми й розмірів окремих гранул на взаємодію між гранулами.

Показано, що модель МДЕ з аналізом гранул у формі мультисфер адекватно відтворює поведінку сипких матеріалів, на відміну від аналізу гранул у вигляді сфер. що підтверджує можливість застосування методу МДЕ для розв'язання задач, пов'язаних з поведінкою сипких середовищ, зокрема для процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною.

6. Визначено вплив досліджених властивостей гранульованих полімерів на конструктивно-технологічні параметри процесу екструзії.

Вдосконалено методику розрахунку процесу живлення черв'ячного екструдера гранульованою полімерною сировиною, а також методику розрахунку процесу екструзії в цілому на базі плоскопаралельної моделі шляхом врахування значень коефіцієнтів тертя та бічного тиску полімерних гранул у вигляді попередньо отриманих функціональних залежностей від конструктивно-технологічних параметрів процесу живлення черв'ячного екструдера.

Наведено порівняння результатів розрахунку із використанням базової та вдосконаленої методик та їх співставлення із даними експериментальних досліджень інших авторів. Використання вдосконаленої методики дало змогу отримати результати, що показують кращу збіжність з результатами натурального експерименту, при цьому максимальна різниця між результатами розрахунку, що отримані при використанні вдосконаленої методики та результатами натурального експерименту майже удвічі менша, ніж у разі застосування базової методики.

Отримані результати дають змогу врахувати взаємний вплив фізико-механічних властивостей перероблюваного полімерного матеріалу (зокрема коефіцієнтів тертя та бічного тиску) і параметрів зони живлення черв'ячного екструдера, а отже в разі розроблення та модернізації екструзійного обладнання для перероблення певного полімерного матеріалу визначити раціональні значення конструктивно-технологічних параметрів черв'ячного екструдера в цілому.

Одержані результати є логічним продовженням ґрунтовних досліджень процесів та обладнання екструзійного перероблення полімерних матеріалів, виконуваних науковцями інженерно-хімічного факультету КПІ ім. Ігоря Сікорського [116–149].

## ДОДАТОК А

### РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ З ВИКОРИСТАННЯМ ПЛОСКОПАРАЛЕЛЬНОЇ МОДЕЛІ ЕКСТРУЗІЇ

*Таблиця А.1.* Результати експериментальних досліджень для ПЕВГ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм

Сила, що діє на короб $F$ , Н	Покази динамометра $N$ , Н	Коефіцієнт тертя $K_{тр}$	Тиск $p$ , Па
2	0,70	0,350	211,64
3	0,93	0,310	317,46
4	1,20	0,30	423,28
5	1,35	0,270	529,10
7	1,80	0,258	740,74
9	2,20	0,244	952,38
14	3,10	0,221	1481,48
20	4,50	0,225	2116,40

*Таблиця А.2.* Результати експериментальних досліджень для ПЕВГ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм

Сила, що діє на короб $F$ , Н	Покази динамометра $N$ , Н	Коефіцієнт тертя $K_{тр}$	Тиск $p$ , Па
2	0,60	0,30	198,41
3	0,80	0,27	297,62
5	1,20	0,24	496,03
7	1,60	0,23	694,44
10	2,00	0,20	992,06
15	2,80	0,19	1488,10
21	4,10	0,20	2083,33

*Таблиця А.3.* Результати експериментальних досліджень для ПЕВГ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм

Сила, що діє на короб $F$ , Н	Покази динамометра $N$ , Н	Коефіцієнт тертя $K_{тр}$	Тиск $p$ , Па
3	0,80	0,27	250,00
5	1,20	0,24	416,67
7	1,45	0,21	583,33
8	1,55	0,19	666,67
9	1,65	0,18	750,00
10	1,80	0,18	833,33
11	1,90	0,17	916,67
16	2,50	0,16	1333,33
23	4,00	0,17	1916,67

Таблиця А.4. Результати експериментальних досліджень для СЕВ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
2	0,30	0,15	211,64
3	0,45	0,15	317,46
4	0,60	0,15	423,28
6	0,90	0,15	634,92
9	1,30	0,14	952,38
14	2,10	0,15	1481,48
20	3,00	0,15	2116,40

Таблиця А.5. Результати експериментальних досліджень для СЕВ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
3	0,80	0,267	297,62
5	1,00	0,200	496,03
7	1,35	0,193	694,44
10	1,70	0,170	992,06
15	2,50	0,167	1488,10
21	3,30	0,157	2083,33

Таблиця А.6. Результати експериментальних досліджень для СЕВ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
3	1,33	0,433	250,00
5	1,60	0,320	416,67
11	2,20	0,200	916,67
12	2,40	0,200	1000,00
17	3,00	0,177	1416,67
23	4,00	0,174	1916,67

Таблиця А.7. Результати експериментальних досліджень для ПС за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
1	0,60	0,600	105,82
2	1,00	0,500	211,64
4	1,50	0,380	423,28
6	2,20	0,367	634,92
9	3,10	0,344	952,38
14	4,00	0,286	1481,48
20	5,80	0,290	2116,40

Таблиця А.8. Результати експериментальних досліджень для ПС за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
1	0,65	0,650	99,21
3	1,40	0,467	297,62
5	2,10	0,420	496,03
7	2,70	0,390	694,44
1	3,70	0,370	992,06
15	4,70	0,313	1488,01
21	7,30	0,348	2083,33

Таблиця А.9. Результати експериментальних досліджень для ПС за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
3	1,50	0,500	250,00
5	2,10	0,420	416,67
7	2,60	0,370	583,33
9	3,10	0,344	750,00
11	3,60	0,327	916,67
12	3,80	0,317	1000,00
17	5,30	0,312	1416,67
23	7,10	0,309	1916,67

Таблиця А.10. Результати експериментальних досліджень для ПВХ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
1	0,60	0,600	105,82
2	1,00	0,500	211,64
4	1,50	0,380	423,28
6	2,20	0,367	634,92
9	3,10	0,344	952,38
14	4,00	0,286	1481,48
20	5,80	0,290	2116,40

Таблиця А.11. Результати експериментальних досліджень для ПВХ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
1	0,65	0,650	99,21
3	1,40	0,467	297,62
5	2,10	0,420	496,03
7	2,70	0,390	694,44
1	3,70	0,370	992,06
15	4,70	0,313	1488,01
21	7,30	0,348	2083,33

Таблиця А.12. Результати експериментальних досліджень для ПВХ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
3	1,50	0,500	250,00
5	2,10	0,420	416,67
7	2,60	0,370	583,33
9	3,10	0,344	750,00
11	3,60	0,327	916,67
12	3,80	0,317	1000,00
17	5,30	0,312	1416,67
23	7,10	0,309	1916,67

Таблиця А.13. Результати експериментальних досліджень для ПЕВГ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм і температури  $t = 90$  °С

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
2	0,60	0,300	211,64
4	0,95	0,238	423,28
8	1,60	0,200	846,56
13	2,50	0,190	1375,66
16	3,00	0,188	1693,12
20	4,00	0,200	2116,40

Таблиця А.14. Результати експериментальних досліджень для ПЕВГ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм і температури  $t = 90$  °С

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
1	0,30	0,300	99,20
5	1,10	0,220	496,03
9	1,70	0,189	892,86
14	2,40	0,171	1388,89
21	4,10	0,195	2083,33

Таблиця А.15. Результати експериментальних досліджень для ПЕВГ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм і температури  $t = 90$  °С

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
3	0,85	0,283	250,00
7	1,60	0,229	583,33
11	2,30	0,209	916,67
16	3,10	0,194	1333,33
19	3,40	0,179	1583,33
23	4,50	0,196	1916,67

Таблиця А.16. Результати експериментальних досліджень для СЕВ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм і температури  $t = 80$  °С

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
3	1,20	0,400	250,00
7	2,10	0,300	583,33
11	2,90	0,260	916,67
16	3,80	0,240	1333,33
19	4,30	0,226	1583,33

Таблиця А.17. Результати експериментальних досліджень для СЕВ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм і температури  $t = 80$  °С

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
2	0,60	0,300	198,41
5	1,30	0,260	496,03
9	2,00	0,220	892,86
14	3,00	0,214	1388,89
17	3,80	0,224	1686,51

Таблиця А.18. Результати експериментальних досліджень для СЕВ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм і температури  $t = 80$  °С

Сила, що діє на короб $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
2	0,50	0,250	211,64
4	0,90	0,225	423,28
8	1,50	0,188	846,56
13	2,50	0,192	1375,66
16	3,00	0,188	1693,12

Таблиця А.19. Результати експериментальних досліджень для ПС за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм і температури  $t = 100$  °С

Сила, що діє на коробку $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
3	1,10	0,367	250,00
7	1,90	0,271	583,33
11	2,60	0,236	916,67
16	3,40	0,213	1333,33
23	4,80	0,209	1916,67

Таблиця А.20. Результати експериментальних досліджень для ПС за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм і температури  $t = 100$  °С

Сила, що діє на коробку $F, \text{Н}$	Покази динамометра $N, \text{Н}$	Коефіцієнт тертя $K_{\text{тр}}$	Тиск $p, \text{Па}$
1	0,50	0,500	99,21
5	1,50	0,300	496,03
9	2,45	0,272	892,89
14	3,25	0,232	1388,89
21	4,60	0,219	2083,33

Таблиця А.21. Результати експериментальних досліджень для ПС за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм і температури  $t = 100$  °С

Сила, що діє на коробку $F$ , Н	Покази динамометра $N$ , Н	Коефіцієнт тертя $K_{тр}$	Тиск $p$ , Па
2	0,80	0,400	211,64
4	1,10	0,275	423,28
8	2,00	0,250	846,56
13	2,60	0,200	1375,66
20	4,00	0,200	2116,40

Таблиця А.22. Результати експериментальних досліджень для ПВХ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 7$  мм і температури  $t = 100$  °С

Сила, що діє на коробку $F$ , Н	Покази динамометра $N$ , Н	Коефіцієнт тертя $K_{тр}$	Тиск $p$ , Па
3	1,10	0,367	250,00
7	1,90	0,271	583,33
11	2,60	0,236	916,67
16	3,40	0,213	1333,33
23	4,80	0,209	1916,67

Таблиця А.23. Результати експериментальних досліджень для ПВХ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 15$  мм і температури  $t = 100$  °С

Сила, що діє на коробку $F$ , Н	Покази динамометра $N$ , Н	Коефіцієнт тертя $K_{тр}$	Тиск $p$ , Па
1	0,50	0,500	99,21
5	1,50	0,300	496,03
9	2,45	0,272	892,89
14	3,25	0,232	1388,89
21	4,60	0,219	2083,33

Таблиця А.24. Результати експериментальних досліджень для ПВХ за кількості гранул по висоті робочого каналу  $H = 23$  мм і температури  $t = 100$  °С

Сила, що діє на коробку $F$ , Н	Покази динамометра $N$ , Н	Коефіцієнт тертя $K_{тр}$	Тиск $p$ , Па
2	0,80	0,400	211,64
4	1,10	0,275	423,28
8	2,00	0,250	846,56
13	2,60	0,200	1375,66
20	4,00	0,200	2116,40

## ДОДАТОК Б

### РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ З ВИКОРИСТАННЯМ УСТАНОВКИ З ОБЕРТОВИМ РОТОРОМ

*Таблиця Б.1. Результати експериментальних досліджень для ПС*

№ досліду	Покази динамометра для визначення $K_{тр}$ , Н, Н	Покази динамометра для визначення $K_{б.т.}$ , Н, Н	Коефіцієнт тертя, $K_{тр}$	Коефіцієнт бічного тиску, $K_{б.т.}$
1	22,167	1,452	0,485	0,348
2	1,533	0,103	0,470	0,347
3	21,375	1,300	0,468	0,312
4	1,600	0,082	0,491	0,274
5	15,700	1,400	0,344	0,336
6	1,575	0,107	0,483	0,358
7	18,600	1,438	0,407	0,345
8	1,150	0,070	0,353	0,235

У табл. Б.1 наведено середні показники динамометра однієї серії досліджень за однакових умов і не менш ніж п'ять вимірів.

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта тертя ПС за формулами (3.4)–(3.6):

$$b_0 = (0,485 + 0,470 + 0,468 + 0,491 + 0,344 + 0,438 + 0,407 + 0,353) / 8 = 0,438;$$

$$b_1 = (0,485 + 0,470 + 0,468 + 0,491 - 0,344 - 0,438 - 0,407 - 0,353) / 8 = 0,041;$$

$$b_2 = (0,485 + 0,470 - 0,468 - 0,491 + 0,344 + 0,438 - 0,407 - 0,353) / 8 = 0,008;$$

$$b_3 = (0,485 - 0,470 + 0,468 - 0,491 + 0,344 - 0,438 + 0,407 - 0,353) / 8 = -0,011;$$

$$b_4 = (-0,485 + 0,470 - 0,468 + 0,491 - 0,344 + 0,438 - 0,407 + 0,353) / 8 = 0,011;$$

$$b_{12} = (0,485 + 0,470 - 0,468 - 0,491 - 0,344 - 0,438 + 0,407 + 0,353) / 8 = -0,009;$$

$$b_{13} = (0,485 - 0,470 + 0,468 - 0,491 - 0,344 + 0,438 - 0,407 + 0,353) / 8 = 0,010;$$

$$b_{14} = (-0,485 + 0,470 - 0,468 + 0,491 + 0,344 - 0,438 + 0,407 - 0,353) / 8 = -0,010;$$

$$b_{23} = (0,485 - 0,470 - 0,468 + 0,491 + 0,344 - 0,438 - 0,407 + 0,353) / 8 = -0,020;$$

$$b_{24} = (-0,485 + 0,470 + 0,468 - 0,491 - 0,344 + 0,438 + 0,407 - 0,353) / 8 = 0,020;$$

$$b_{34} = (-0,485 - 0,470 - 0,468 - 0,491 - 0,344 - 0,438 - 0,407 - 0,353) / 8 = -0,438;$$

$$b_{123} = (0,485 - 0,470 - 0,468 + 0,491 - 0,344 + 0,438 + 0,407 - 0,353) / 8 = 0,029;$$

$$b_{124} = (-0,485 + 0,470 + 0,468 - 0,491 + 0,344 - 0,438 - 0,407 + 0,353) / 8 = -0,029;$$

$$b_{134} = (-0,485 - 0,470 - 0,468 - 0,491 + 0,344 + 0,438 + 0,407 + 0,353) / 8 = -0,041;$$

$$b_{234} = (-0,485 - 0,470 + 0,468 + 0,491 - 0,344 - 0,438 + 0,407 + 0,353) / 8 = -0,008;$$

$$b_{1234} = (-0,485 - 0,470 + 0,468 + 0,491 + 0,344 + 0,438 - 0,407 - 0,353) / 8 = 0,009.$$

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта бічного тиску ПС:

$$\begin{aligned}
 b_0 &= (0,358 + 0,347 + 0,312 + 0,274 + 0,336 + 0,458 + 0,345 + 0,235) / 8 = 0,320; \\
 b_1 &= (0,358 + 0,347 + 0,312 + 0,274 - 0,336 - 0,458 - 0,345 - 0,235) / 8 = 0,002; \\
 b_2 &= (0,358 + 0,347 - 0,312 - 0,274 + 0,336 + 0,458 - 0,345 - 0,235) / 8 = 0,029; \\
 b_3 &= (0,358 - 0,347 + 0,312 - 0,274 + 0,336 - 0,458 + 0,345 - 0,235) / 8 = 0,017; \\
 b_4 &= (-0,358 + 0,347 - 0,312 + 0,274 - 0,336 + 0,458 - 0,345 + 0,235) / 8 = -0,017; \\
 b_{12} &= (0,358 + 0,347 - 0,312 - 0,274 - 0,336 - 0,458 + 0,345 + 0,235) / 8 = 0,001; \\
 b_{13} &= (0,358 - 0,347 + 0,312 - 0,274 - 0,336 + 0,458 - 0,345 + 0,235) / 8 = -0,005; \\
 b_{14} &= (-0,358 + 0,347 - 0,312 + 0,274 + 0,336 - 0,458 + 0,345 - 0,235) / 8 = 0,005; \\
 b_{23} &= (0,358 - 0,347 - 0,312 + 0,274 + 0,336 - 0,458 - 0,345 + 0,235) / 8 = -0,020; \\
 b_{24} &= (-0,358 + 0,347 + 0,312 - 0,274 - 0,336 + 0,458 + 0,345 - 0,235) / 8 = 0,020; \\
 b_{34} &= (-0,358 - 0,347 - 0,312 - 0,274 - 0,336 - 0,458 - 0,345 - 0,235) / 8 = -0,320; \\
 b_{123} &= (0,358 - 0,347 - 0,312 + 0,274 - 0,336 + 0,458 + 0,345 - 0,235) / 8 = 0,013; \\
 b_{124} &= (0,358 + 0,347 + 0,312 + 0,274 + 0,336 + 0,458 + 0,345 + 0,235) / 8 = -0,013; \\
 b_{134} &= (-0,358 - 0,347 - 0,312 - 0,274 + 0,336 + 0,458 + 0,345 + 0,235) / 8 = -0,002; \\
 b_{234} &= (-0,358 - 0,347 + 0,312 + 0,274 - 0,336 - 0,458 + 0,345 + 0,235) / 8 = -0,029; \\
 b_{1234} &= (-0,358 - 0,347 + 0,312 + 0,274 + 0,336 + 0,458 - 0,345 - 0,235) / 8 = -0,001;
 \end{aligned}$$

У табл. Б.2 наведено середні показники динамометра однієї серії досліджень за однакових умов і не менш ніж п'ять вимірів.

Таблиця Б.2. Результати експериментальних досліджень для ПЕВГ

№ дослідю	Покази динамометра для визначення $K_{тр}$ , Н	Покази динамометра для визначення $K_{б.т.}$ , Н	Коефіцієнт тертя, $K_{тр}$	Коефіцієнт бічного тиску, $K_{б.т}$
1	22,000	1,417	0,482	0,340
2	1,667	0,088	0,511	0,294
3	21,800	1,453	0,477	0,348
4	1,593	0,083	0,489	0,280
5	20,400	1,433	0,447	0,344
6	1,5413	0,103	0,433	0,347
7	21,067	1,450	0,461	0,348
8	1,513	0,087	0,464	0,291

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта тертя ПЕВГ за формулами (3.4)–(3.6):

$$\begin{aligned}
b_0 &= (0,482 + 0,511 + 0,477 + 0,489 + 0,447 + 0,433 + 0,461 + 0,464) / 8 = 0,471; \\
b_1 &= (0,482 + 0,511 + 0,477 + 0,489 - 0,447 - 0,433 - 0,461 - 0,464) / 8 = 0,019; \\
b_2 &= (0,482 + 0,511 - 0,477 - 0,489 + 0,447 + 0,433 - 0,461 - 0,464) / 8 = -0,002; \\
b_3 &= (0,482 - 0,511 + 0,477 - 0,489 + 0,447 - 0,433 + 0,461 - 0,464) / 8 = -0,004; \\
b_4 &= (-0,482 + 0,511 - 0,477 + 0,489 - 0,447 + 0,433 - 0,461 + 0,464) / 8 = 0,004; \\
b_{12} &= (0,482 + 0,511 - 0,477 - 0,489 - 0,447 - 0,433 + 0,461 + 0,464) / 8 = 0,009; \\
b_{13} &= (0,482 - 0,511 + 0,477 - 0,489 - 0,447 + 0,433 - 0,461 + 0,464) / 8 = -0,006; \\
b_{14} &= (-0,482 + 0,511 - 0,477 + 0,489 + 0,447 - 0,433 + 0,461 - 0,464) / 8 = 0,006; \\
b_{23} &= (0,482 - 0,511 - 0,477 + 0,489 + 0,447 - 0,433 - 0,461 + 0,464) / 8 = -0,001; \\
b_{24} &= (-0,482 + 0,511 + 0,477 - 0,489 - 0,447 + 0,433 + 0,461 - 0,464) / 8 = 0,001; \\
b_{34} &= (-0,482 - 0,511 - 0,477 - 0,489 - 0,447 - 0,433 - 0,461 - 0,464) / 8 = -0,471; \\
b_{123} &= (0,482 - 0,511 - 0,477 + 0,489 - 0,447 + 0,433 + 0,461 - 0,464) / 8 = -0,004; \\
b_{124} &= (-0,482 + 0,511 + 0,477 - 0,489 + 0,447 - 0,433 - 0,461 + 0,464) / 8 = 0,004; \\
b_{134} &= (-0,482 - 0,511 - 0,477 - 0,489 + 0,447 + 0,433 + 0,461 + 0,464) / 8 = -0,019; \\
b_{234} &= (-0,482 - 0,511 + 0,477 + 0,489 - 0,447 - 0,433 + 0,461 + 0,464) / 8 = 0,002; \\
b_{1234} &= (-0,482 - 0,511 + 0,477 + 0,489 + 0,447 + 0,433 - 0,461 - 0,464) / 8 = -0,009.
\end{aligned}$$

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта бічного тиску ПЕВГ:

$$\begin{aligned}
b_0 &= (0,340 + 0,310 + 0,348 + 0,280 + 0,344 + 0,347 + 0,348 + 0,291) / 8 = 0,326; \\
b_1 &= (0,340 + 0,310 + 0,348 + 0,280 - 0,344 - 0,347 - 0,348 - 0,291) / 8 = -0,006; \\
b_2 &= (0,340 + 0,310 - 0,348 - 0,280 + 0,344 + 0,347 - 0,348 - 0,291) / 8 = 0,009; \\
b_3 &= (0,340 - 0,310 + 0,348 - 0,280 + 0,344 - 0,347 + 0,348 - 0,291) / 8 = 0,019; \\
b_4 &= (-0,340 + 0,310 - 0,348 + 0,280 - 0,344 + 0,347 - 0,348 + 0,291) / 8 = -0,019; \\
b_{12} &= (0,340 + 0,310 - 0,348 - 0,280 - 0,344 - 0,347 + 0,348 + 0,291) / 8 = -0,004; \\
b_{13} &= (0,340 - 0,310 + 0,348 - 0,280 - 0,344 + 0,347 - 0,348 + 0,291) / 8 = 0,006; \\
b_{14} &= (-0,340 + 0,310 - 0,348 + 0,280 + 0,344 - 0,347 + 0,348 - 0,291) / 8 = -0,006; \\
b_{23} &= (0,340 - 0,310 - 0,348 + 0,280 + 0,344 - 0,347 - 0,348 + 0,291) / 8 = -0,012; \\
b_{24} &= (-0,340 + 0,310 + 0,348 - 0,280 - 0,344 + 0,347 + 0,348 - 0,291) / 8 = 0,012; \\
b_{34} &= (-0,340 - 0,310 - 0,348 - 0,280 - 0,344 - 0,347 - 0,348 - 0,291) / 8 = -0,326; \\
b_{123} &= (0,340 - 0,310 - 0,348 + 0,280 - 0,344 + 0,347 + 0,348 - 0,291) / 8 = 0,003; \\
b_{124} &= (-0,340 + 0,310 + 0,348 - 0,280 + 0,344 - 0,347 - 0,348 + 0,291) / 8 = -0,003; \\
b_{134} &= (-0,340 - 0,310 - 0,348 - 0,280 + 0,344 + 0,347 + 0,348 + 0,291) / 8 = 0,006; \\
b_{234} &= (-0,340 - 0,310 + 0,348 + 0,280 - 0,344 - 0,347 + 0,348 + 0,291) / 8 = -0,009; \\
b_{1234} &= (-0,340 - 0,310 + 0,348 + 0,280 + 0,344 + 0,347 - 0,348 - 0,291) / 8 = 0,004.
\end{aligned}$$

Таблиця Б.3. Результати експериментальних досліджень для ПВХ

№ дослідю	Покази динамометра для визначення $K_{тр}$ , Н, Н	Покази динамометра для визначення $K_{б.т.}$ , Н, Н	Коефіцієнт тертя, $K_{тр}$	Коефіцієнт бічного тиску, $K_{б.т.}$
1	20,006	1,020	0,568	0,311
2	1,902	0,083	0,583	0,268
3	14,010	0,900	0,398	0,280
4	1,320	0,059	0,405	0,201
5	17,012	0,920	0,483	0,286
6	1,601	0,105	0,491	0,352
7	15,333	0,873	0,435	0,262
8	1,505	0,073	0,460	0,246

У табл. Б.3 наведено середні покази динамометра однієї серії досліджень за однакових умов і не менш ніж п'ять вимірів.

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта тертя ПВХ за формулами (3.4)–(3.6):

$$\begin{aligned}
 b_0 &= (0,568 + 0,583 + 0,398 + 0,405 + 0,483 + 0,491 + 0,435 + 0,460) / 8 = 0,478; \\
 b_1 &= (0,568 + 0,583 + 0,398 + 0,405 - 0,483 - 0,491 - 0,435 - 0,460) / 8 = 0,011; \\
 b_2 &= (0,568 + 0,583 - 0,398 - 0,405 + 0,483 + 0,491 - 0,435 - 0,460) / 8 = 0,053; \\
 b_3 &= (0,568 - 0,583 + 0,398 - 0,405 + 0,483 - 0,491 + 0,435 - 0,460) / 8 = -0,007; \\
 b_4 &= (-0,568 + 0,583 - 0,398 + 0,405 - 0,483 + 0,491 - 0,435 + 0,460) / 8 = 0,007; \\
 b_{12} &= (0,568 + 0,583 - 0,398 - 0,405 - 0,483 - 0,491 + 0,435 + 0,460) / 8 = 0,003; \\
 b_{13} &= (0,568 - 0,583 + 0,398 - 0,405 - 0,483 + 0,491 - 0,435 + 0,460) / 8 = 0,001; \\
 b_{14} &= (-0,568 + 0,583 - 0,398 + 0,405 + 0,483 - 0,491 + 0,435 - 0,460) / 8 = -0,001; \\
 b_{23} &= (0,568 - 0,583 - 0,398 + 0,405 + 0,483 - 0,491 - 0,435 + 0,460) / 8 = -0,001; \\
 b_{24} &= (-0,568 + 0,583 + 0,398 - 0,405 - 0,483 + 0,491 + 0,435 - 0,460) / 8 = 0,001; \\
 b_{34} &= (-0,568 - 0,583 - 0,398 - 0,405 - 0,483 - 0,491 - 0,435 - 0,460) / 8 = -0,478; \\
 b_{123} &= (0,568 - 0,583 - 0,398 + 0,405 - 0,483 + 0,491 + 0,435 - 0,460) / 8 = -0,003; \\
 b_{124} &= (-0,568 + 0,583 + 0,398 - 0,405 + 0,483 - 0,491 - 0,435 + 0,460) / 8 = 0,003; \\
 b_{134} &= (-0,568 - 0,583 - 0,398 - 0,405 + 0,483 + 0,491 + 0,435 + 0,460) / 8 = -0,011; \\
 b_{234} &= (-0,568 - 0,583 + 0,398 + 0,405 - 0,483 - 0,491 + 0,435 + 0,460) / 8 = -0,053; \\
 b_{1234} &= (-0,568 - 0,583 + 0,398 + 0,405 + 0,483 + 0,491 - 0,435 - 0,460) / 8 = -0,034.
 \end{aligned}$$

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта бічного тиску ПВХ:

$$b_0 = (0,311 + 0,268 + 0,380 + 0,201 + 0,286 + 0,352 + 0,262 + 0,246) / 8 = 0,276;$$

$$b_1 = (0,311 + 0,268 + 0,380 + 0,201 - 0,286 - 0,352 - 0,262 - 0,246) / 8 = -0,011;$$

$$b_2 = (0,311 + 0,268 - 0,380 - 0,201 + 0,286 + 0,352 - 0,262 - 0,246) / 8 = 0,003;$$

$$b_3 = (0,311 - 0,268 + 0,380 - 0,201 + 0,286 - 0,352 + 0,262 - 0,246) / 8 = 0,009;$$

$$b_4 = (-0,311 + 0,268 - 0,380 + 0,201 - 0,286 + 0,352 - 0,262 + 0,246) / 8 = -0,009;$$

$$b_{12} = (0,311 + 0,268 - 0,380 - 0,201 - 0,286 - 0,352 + 0,262 + 0,246) / 8 = -0,004$$

$$b_{13} = (0,311 - 0,268 + 0,380 - 0,201 - 0,286 + 0,352 - 0,262 + 0,246) / 8 = 0,021;$$

$$b_{14} = (-0,311 + 0,268 - 0,380 + 0,201 + 0,286 - 0,352 + 0,262 - 0,246) / 8 = -0,021;$$

$$b_{23} = (0,311 - 0,268 - 0,380 + 0,201 + 0,286 - 0,352 - 0,262 + 0,246) / 8 = -0,015;$$

$$b_{24} = (-0,311 + 0,268 + 0,380 - 0,201 - 0,286 + 0,352 + 0,262 - 0,246) / 8 = 0,015;$$

$$b_{34} = (-0,311 - 0,268 - 0,380 - 0,201 - 0,286 - 0,352 - 0,262 - 0,246) / 8 = -0,276;$$

$$b_{123} = (0,311 - 0,268 - 0,380 + 0,201 - 0,286 + 0,352 + 0,262 - 0,246) / 8 = 0,006;$$

$$b_{124} = (-0,311 + 0,268 + 0,380 - 0,201 + 0,286 - 0,352 - 0,262 + 0,246) / 8 = -0,006;$$

$$b_{134} = (-0,311 - 0,268 - 0,380 - 0,201 + 0,286 + 0,352 + 0,262 + 0,246) / 8 = 0,011;$$

$$b_{234} = (-0,311 - 0,268 + 0,380 + 0,201 - 0,286 - 0,352 + 0,262 + 0,246) / 8 = -0,029;$$

$$b_{1234} = (-0,311 - 0,268 + 0,380 + 0,201 + 0,286 + 0,352 - 0,262 - 0,246) / 8 = 0,004.$$

Таблиця Б.4. Результати експериментальних досліджень для СЕВ

№ досліду	Покази динамометра для визначення $K_{тр}$ , Н, Н	Покази динамометра для визначення $K_{б.т.}$ , Н, Н	Коефіцієнт тертя, $K_{тр}$	Коефіцієнт бічного тиску, $K_{б.т.}$
1	21,010	0,995	0,596	0,309
2	1,997	0,078	0,612	0,262
3	14,710	0,079	0,417	0,246
4	1,386	0,065	0,425	0,218
5	17,862	1,000	0,507	0,311
6	1,681	0,075	0,515	0,252
7	16,095	0,940	0,457	0,292
8	1,580	0,080	0,483	0,268

У табл. Б.4 вказані середні покази динамометра однієї серії досліджень однакових умов і не менш ніж п'ять вимірів.

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта тертя СЕВ за формулами (3.4)–(3.6):

$$\begin{aligned}
b_0 &= (0,596 + 0,612 + 0,417 + 0,425 + 0,507 + 0,515 + 0,457 + 0,483) / 8 = 0,502; \\
b_1 &= (0,596 + 0,612 + 0,417 + 0,425 - 0,507 - 0,515 - 0,457 - 0,483) / 8 = 0,011; \\
b_2 &= (0,596 + 0,612 - 0,417 - 0,425 + 0,507 + 0,515 - 0,457 - 0,483) / 8 = 0,056; \\
b_3 &= (0,596 - 0,612 + 0,417 - 0,425 + 0,507 - 0,515 + 0,457 - 0,483) / 8 = -0,007; \\
b_4 &= (-0,596 + 0,612 - 0,417 + 0,425 - 0,507 + 0,515 - 0,457 + 0,483) / 8 = 0,007; \\
b_{12} &= (0,596 + 0,612 - 0,417 - 0,425 - 0,507 - 0,515 + 0,457 + 0,483) / 8 = 0,004; \\
b_{13} &= (0,596 - 0,612 + 0,417 - 0,425 - 0,507 + 0,515 - 0,457 + 0,483) / 8 = 0,001; \\
b_{14} &= (-0,596 + 0,612 - 0,417 + 0,425 + 0,507 - 0,515 + 0,457 - 0,483) / 8 = -0,001; \\
b_{23} &= (0,596 - 0,612 - 0,417 + 0,425 + 0,507 - 0,515 - 0,457 + 0,483) / 8 = 0,001; \\
b_{24} &= (-0,596 + 0,612 + 0,417 - 0,425 - 0,507 + 0,515 + 0,457 - 0,483) / 8 = -0,001; \\
b_{34} &= (-0,596 - 0,612 - 0,417 - 0,425 - 0,507 - 0,515 - 0,457 - 0,483) / 8 = -0,502; \\
b_{123} &= (0,596 - 0,612 - 0,417 + 0,425 - 0,507 + 0,515 + 0,457 - 0,483) / 8 = -0,003; \\
b_{124} &= (-0,596 + 0,612 + 0,417 - 0,425 + 0,507 - 0,515 - 0,457 + 0,483) / 8 = 0,003; \\
b_{134} &= (-0,596 - 0,612 - 0,417 - 0,425 + 0,507 + 0,515 + 0,457 + 0,483) / 8 = -0,011; \\
b_{234} &= (-0,596 - 0,612 + 0,417 + 0,425 - 0,507 - 0,515 + 0,457 + 0,483) / 8 = -0,056; \\
b_{1234} &= (-0,596 - 0,612 + 0,417 + 0,425 + 0,507 + 0,515 - 0,457 - 0,483) / 8 = -0,035;
\end{aligned}$$

Розрахунок коефіцієнтів регресії для побудови рівняння регресії коефіцієнта бічного тиску СЕВ:

$$\begin{aligned}
b_0 &= (0,309 + 0,262 + 0,246 + 0,218 + 0,311 + 0,252 + 0,292 + 0,268) / 8 = 0,270; \\
b_1 &= (0,309 + 0,262 + 0,246 + 0,218 - 0,311 - 0,252 - 0,292 - 0,268) / 8 = -0,011; \\
b_2 &= (0,309 + 0,262 - 0,246 - 0,218 + 0,311 + 0,252 - 0,292 - 0,268) / 8 = 0,014; \\
b_3 &= (0,309 - 0,262 + 0,246 - 0,218 + 0,311 - 0,252 + 0,292 - 0,268) / 8 = 0,020; \\
b_4 &= (-0,309 + 0,262 - 0,246 + 0,218 - 0,311 + 0,252 - 0,292 + 0,268) / 8 = -0,020; \\
b_{12} &= (0,309 + 0,262 - 0,246 - 0,218 - 0,311 - 0,252 + 0,292 + 0,268) / 8 = 0,013; \\
b_{13} &= (0,309 - 0,262 + 0,246 - 0,218 - 0,311 + 0,252 - 0,292 + 0,268) / 8 = -0,001; \\
b_{14} &= (-0,309 + 0,262 - 0,246 + 0,218 + 0,311 - 0,252 + 0,292 - 0,268) / 8 = 0,001; \\
b_{23} &= (0,309 - 0,262 - 0,246 + 0,218 + 0,311 - 0,252 - 0,292 + 0,268) / 8 = 0,001; \\
b_{24} &= (-0,309 + 0,262 + 0,246 - 0,218 - 0,311 + 0,252 + 0,292 - 0,268) / 8 = -0,007; \\
b_{34} &= (-0,309 - 0,262 - 0,246 - 0,218 - 0,311 - 0,252 - 0,292 - 0,268) / 8 = -0,270; \\
b_{123} &= (0,309 - 0,262 - 0,246 + 0,218 - 0,311 + 0,252 + 0,292 - 0,268) / 8 = -0,002; \\
b_{124} &= (-0,309 + 0,262 + 0,246 - 0,218 + 0,311 - 0,252 - 0,292 + 0,268) / 8 = 0,002; \\
b_{134} &= (-0,309 - 0,262 - 0,246 - 0,218 + 0,311 + 0,252 + 0,292 + 0,268) / 8 = 0,011; \\
b_{234} &= (-0,309 - 0,262 + 0,246 + 0,218 - 0,311 - 0,252 + 0,292 + 0,268) / 8 = -0,014; \\
b_{1234} &= (-0,309 - 0,262 + 0,246 + 0,218 + 0,311 + 0,252 - 0,292 - 0,268) / 8 = -0,013;
\end{aligned}$$

## ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Обзор мировой полимерной индустрии. URL: [https://polyprofi.ru/blogs/Blog\\_Poly\\_and\\_Pro/obzor-mirovoy-polimernoy-industrii.php](https://polyprofi.ru/blogs/Blog_Poly_and_Pro/obzor-mirovoy-polimernoy-industrii.php) (дата звернення: 15.11.2019).
2. Обзор рынка пластмасс: стабильный рост и новые перспективы. URL: <https://marketpublishers.ru/lists/2804/news.html> (дата звернення: 15.11.2019).
3. Мікульонок І. О. Процеси та обладнання перероблення термопластичних матеріалів з використанням вторинної сировини : дисс. ... д-ра техн. наук : 05.17.08 / НТУУ «КПІ». Київ, 2009. 388 с.
4. Раувендааль К. Экструзия полимеров / пер. с англ. под ред. А. Я. Малкина. Санкт-Петербург : Профессия, 2006. 768 с.
5. Мировой и европейский рынок пластмасс. *Plastics Review (Ukraine Edition)*. 2005. С. 4–8.
6. Rauwendaal C. *Understanding extrusion*. Munich: Hanser Publishers, 2010. 231 p.
7. Rauwendaal C. *Polymer extrusion*. Munich: Hanser Publishers, 2014. 934 p.
8. Tadmor Z, Klein I. *Engineering Principles of Plasticating Extrusion*. New York : Van Nostrand Reinhold, 1970. 479 p.
9. Паспорт ринку полімерів України. URL: <https://proconsulting.ua/ua/issledovanie-rynka/pasport-rynka-polimerov-ukrainy-2018-god> (дата звернення: 15.11.2019).
10. Басов Н. И., Казанков Н. И., Любартович В. А. Расчет и конструирование оборудования для производства и переработки полимерных материалов : учеб. для вузов. Москва : Химия, 1986. 488 с.
11. Берхард Э. Переработка термопластичных материалов. Москва : Госхимиздат, 1968. 748 с.
12. Тадмор З., Гогос К. Теоретические основы переработки полимеров / пер. с англ. под ред. Р. В. Торнера. Москва : Химия, 1984. 632 с.
13. Мікульонок І. О., Сокольський О. Л. Полімерні матеріали і вироби з них (одержання, перероблення, властивості) : термінол. слов. Київ : НТУУ «КПІ», 2015. 208 с.
14. Мікульонок І. О., Радченко Л. Б. Переробка вторинної сировини екструзією. Київ : НТУУ «КПІ», 2006. 184 с.
15. Мікульонок І. О. Обладнання і процеси перероблення термопластичних матеріалів з використанням вторинної сировини : монографія. Київ : ІВЦ „Видавництво «Політехніка»”, 2009. 265 с.
16. Mikulionok I. O., Radchenko L. B. Screw extrusion of thermoplastics: I. General model of the screw extrusion // *Russian Journal of Applied Chemistry*. 2012. Vol. 85, Issue 3. P. 489–504. doi: 10.1134/s1070427211030305.
17. Mikulionok I., Gavva O., Kryvoplias-Volodina L. Modeling of melting process in a single screw extruder for polymer processing // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. Vol. 2, Issue 5 (92). P. 4–11. doi: 10.15587/1729-4061.2018.127583.
18. Микулёнок И. О., Радченко Л. Б. Червячная экструзия термопласти-

чных материалов. Часть 5. Моделирование процесса двухчервячной экструзии при разнонаправленном вращении червяков // Химическая промышленность. 2011. Т. 88, № 8. С. 387–395.

19. Микулёнок И. О., Радченко Л. Б. Червячная экструзия термопластичных материалов. Часть 6. Моделирование процесса двухчервячной экструзии при однонаправленном вращении червяков // Химическая промышленность. 2011. Т. 88, № 8. С. 396–401.

20. Лукашова В. В., Мікульонок І. О., Радченко Л. Б. Екструзія пінополімерів : монографія. Київ : НТУУ «КПІ», 2011. 175 с.

21. Мікульонок І. О., Сокольський О. Л., Сівецький В. І., Радченко Л. Б. Основи проектування одночерв'ячних екструдерів : навч. посіб. Київ : НТУУ «КПІ», 2015. 200 с.

22. Торнер Р. В. Основные процессы переработки полимеров. Москва : Химия, 1972. 452 с.

23. Дякун Я., Воронин Л. Г. Алгоритм расчета основных параметров зоны питания червячного пресса. Хим. машиностроение : респ. межвед. научн.-техн. сб. 1986. Вып. 44. С. 28–34.

24. Оситинский Б. Л., Петухов А. Д. Тепловая динамика и механика перемещения полимерного материала в зоне питания червячного пресса. Хим. машиностроение : респ. межвед. научн.-техн. сб. 1976. Вып. 24. С. 37–43.

25. Микулёнок И. О. К вопросу моделирования процесса червячной экструзии // Известия высших учебных заведений. Химия и химическая технология. 2011. Т. 54, № 12, С. 96–100.

26. Mikulionok I. O., Radchenko L. B. Screw Extrusion of Thermoplastics: II. Simulation of Feeding Zone of the Single Screw Extruder. Russian Journal of Applied Chemistry. 2012. Vol. 85, N 3. P. 505–514.

27. Радченко Л. Б. Швед Н. П. Исследование экструдеров с жесткой характеристикой (сообщение 1). Хим. машиностроение : респ. межвед. научн.-техн. сб. 1983. Вып. 38. С. 8–12.

28. Noriega P., Rauwendaal C. Troubleshooting the extrusion process: a systematic approach to solving plastic extrusion problems. Munich: Hanser Publishers, 2010. 208 p.

29. Петухов А. Д., Лукач Ю. Е. К вопросу исследования распределения давления вдоль червяка пресса при переработке термопластов (сообщение 2). Хим. машиностроение : респ. межвед. научн.-техн. сб. 1983. Вып. 9. С. 43–47.

30. Rauwendaal C. Screw design for cooling extruders. SPE ANTEC Tech. Papers. 2004. P. 278-282.

31. Экструзия, процессы при экструзии. URL: <http://roksana.com.ua/ru/ekstruzija.html> (дата звернення: 15.11.2019).

32. Экструзия. Экструдеры. Экструзионные линии. URL: [www.ence-gmbh.ru/rus/extruding\\_machines.php](http://www.ence-gmbh.ru/rus/extruding_machines.php) (дата звернення: 15.11.2019).

33. Лукач Ю. Е., Петухов А. Д., Сенатос В. А. Оборудование для производства полимерных пленок. Москва : Машиностроение, 1981. 224 с.

34. Шенкель Г. Шнековые прессы для пластмасс. Принцип действия, конструирования и эксплуатации / пер. с нем. под ред. А. Я. Шапиро.

Ленинград : Госхимиздат, 1962. 467 с.

35. Радченко Л. Б. Переробка термопластів методом екструзії : наук. посіб. Київ : ІЗМН, 1999. 220 с.

36. Торнер Р. В. Теоретические основы переработки полимеров. Москва : Химия, 1977. 464 с.

37. Lee K. Y., Han C. D. Analysis of the Performance of Plasticating Single-Screw Extruders With a new Concept of Solid-Bed Deformation // Polym. Eng. Sci., 1990. Vol. 30, N 11. P. 665–675.

38. Potente H. Berechnungsmöglichkeiten für genutete Extruder – Einzugszone // Kunststoffe. 1985. Bd 75, N 7. S. 439–441.

39. Мікульонок І. О., Рябцев Г. Л. Основні методи і шляхи використання полімервмісних відходів / Наукові вісті НТУУ «КПІ». 2001. № 2. С. 135–147.

40. Мікульонок І. О. Обладнання для механічного руйнування полімер- та еластомервмісних відходів / Вісник КНУТД. Напрямок «Хімія та хімічні технології». 2003. № 1. С. 131–134.

41. Таха М., Gerard J. F., Maazouz A. In-situ thermoset polyurethane coating of glass beads dispersed in polystyrene by reactive extrusion / J. Mater. Sci. 1999. Vol. 34, N 17. P. 4341–4346.

42. Прищепов В. Б. Влияние зоны питания на работу одношнекового экструдера : дисс. ... к-та техн. наук : 05.02.13 / Москов. гос. ун-т. инжен. экол. Москва, 2002. 203 с.

43. Holdich R. G. Fundamentals of Particle Technology. Shepshed : Midland Information Technology and Publishing, 2002. 173 p.

44. Клейн Г. К. Строительная механика сыпучих тел. Москва : Стройиздат, 1977. 256 с.

45. Umbanhowar P. Granular materials: Shaken sand – a granular fluid? Nature. 2003. Vol. 424. P. 886–887.

46. Schwedes J. Review on testers for measuring flow properties of bulk solids. Granular Matter. 2003. Vol. 5, Iss. 1. P. 1–43.

47. Schulze D. Powders and Bulk Solids : 8 ed. Springer, 2008. 516 p.

48. Ijeleji K. E., Zhou B. The angle of repose of bulk corn stover particles. Powder Technology. 2008. Vol. 187. P. 110–118.

49. Forterre Y., Pouliquen O. Flows of dense granular media. Fluid Mech. 2008. Vol. 40. P. 1–24.

50. Pouliquen O., Chevoir F. Dense flows of dry granular material. C. R. Physique. 2002. Vol. 3. P. 163–175.

51. Kamrin K., Koval G. Nonlocal Constitutive Relation for Steady Granular Flow. Physical Review Letters. 2012. Vol. 108, Iss. 17. P. 178301.

52. Седов Л. И. Механика сплошной среды. Изд. 6-е, стер. Санкт-Петербург : Лань, 2004. Т.2. 560 с.

53. Syamlal M., Rogers W., O'Brien T. J. MFIX Documentation : Theory Guide. Morgantown, West Virginia : U.S. Department of Energy, 1993. 57 p.

54. Syamlal M., O'Brien T. J. Computer Simulation of Bubbles in a Fluidized Bed. AIChE Symp. Series. 1989. Vol. 85. P. 22–31.

55. Gidaspow D. Multiphase Flow and Fluidization. New York : Academic

Press, 1994. 467 p.

56. ANSYS Fluent User's Guide / SAS IP, Inc. USA, 2013. 2620 p.

57. Kinetic Theories for Granular Flow: Inelastic Particles in Couette Flow and Slightly Inelastic Particles in a General Flow Field / C. K. K. Lun, S. B. Savage, D. J. Jeffrey et al. *J. Fluid Mech.* 1984. Vol. 140. P. 223–256.

58. Моделирование процесса сфероидизации мелкодисперсных частиц кварца в ВЧИ-плазмотроне / Е. Н. Панов, Н. А. Иванов, В. В. Кондратьев и др. *Вісник НТУУ “КПІ”. Хімічна інженерія, екологія та ресурсозбереження.* 2011. № 1, додаток. С. 85–94.

59. Pöschel T., Schwager T. *Computational granular dynamics models and algorithms.* Berlin : Springer, 2005. 322 p.

60. Herrmann H. J., Luding S. Review Article: Modeling granular media with the computer. *Continuum Mechanics and Thermodynamics.* 1998. Vol. 10. P. 189–231.

61. Hill J. M., Hill J. M., Selvadurai A. P. S. *Mathematics and mechanics of granular materials.* Berlin : Springer, 2004. 316 p.

62. Göncü F. *Mechanics of granular materials: constitutive behavior and pattern transformation.* Enschede : Ipskamp Drukkers, 2012. 144 p.

63. Luding S. *Introduction to Discrete Element Methods: basics of contact force models and how to perform the micro–macro transition to continuum theory.* 2008. 42 p. URL: [http://www2.msm.ctw.utwente.nl/sluding/PAPERS/luding\\_alert2008.pdf](http://www2.msm.ctw.utwente.nl/sluding/PAPERS/luding_alert2008.pdf) (дата звернення: 20.01.2020).

64. Rao K. K., Nott P. R. *An Introduction to Granular Flow.* New York : Publ. in the USA by Cambridge University Press, 2008. 490 p.

65. Karvatskii A. Ya., Lazarev T. V. Evaluation of the Discrete Element Method for Predicting the Behavior of Granular Media Using Petroleum Coke as an Example. *Chemical and Petroleum Engineering.* 2014. Vol. 50, Iss. 3–4. P. 186–192. DOI: 10.1007/s10556-014-9877-y.

66. *Granular and Complex Materials. World Scientific Lecture Notes in Complex Systems: Vol. 8 / ed. T. Aste, T. Di Matteo, A. Tordesillas.* Singapore : World Scientific Publishing Company, 2007. 268 p.

67. Трибология. URL: <https://ru.wikipedia.org/wiki/Трибология> (дата звернення: 20.12.2019).

68. Jacobsson S., Hoggmark S., Karlebo. *Tribologi : friktion, smörjning och nötning.* Stockholm : Liber Utbildning, 1996. 260 p.

69. Popolov V., Valentin L. *Contact mechanics and friction – Physical Principles and Applications.* Berlin : Springer-Verlag, 2017. 391 p.

70. Spalding M. A., Hyun K. S. Coefficients of dynamic friction as a function of temperature, pressure, and velocity for several polyethylene resins. *Polymer engineering and science.* 1995. Vol. 35, N 7. P. 557–563.

71. Sliding friction and wear behaviour of polytetrafluoroethylene and its composites under dry conditions / H. Ünal, A. Mimaroglu, U. Kadioglu, H. Ekiz. *Materials & Design.* 2004. Vol. 25. P. 239–245. DOI: 10.1016/j.matdes.2003.10.009.

72. Biswas S. K., Vijayan K. Friction and wear of PTFE – a review. *Wear.* 1992. Vol. 158. P. 193–211. DOI: 10.1016/0043-1648(92)90039-B.

73. Теплофизические и реологические характеристики и коэффициенты трения наполненных термопластов : справочник / В. А. Пахаренко, В. Г. Зверлин, В. П. Привалко и др. Киев : Наукова думка, 1983. 290 с.
74. Myshkin N., Petrokovets M. I., Kovalev A. Tribology of polymers: Adhesion, friction, wear, and mass-transfer. *Tribology International*. 2005. P. 910–921. DOI: 10.1016/j.triboint.2005.07.016.
75. Wrobel G., Szymiczek M. Influence of temperature on friction coefficient of low density polyethylene. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. 2008. Vol. 28, N 1. P. 31–34.
76. Chung C., Hennessey W., Tusim M. Frictional behavior of solid polymers on a metal surface at processing conditions. *Polymer Engineering and Science*. 1977. Vol. 17, N 1. P. 9–20. DOI: 10.1002/pen.760170103.
77. Bronislaw S., Janusz W. S. The impact of selected granulometric properties of poly(vinyl chloride) on the effectiveness of the extrusion process. *Journal of Polymer Engineering*. 2013. Vol. 33, N 1. P. 77–85. DOI:10.1515/polyeng-2012-0100.
78. Michaeli W., Imhoff A. Friction in the feed-section of singlescrew-extruders dependent on pellet shape, fillers and additives. *Journal of Polymer Engineering*. 2011. Vol. 24 N 1. P. 169–190. DOI:10.1515/POLYENG.2004.24.1-3.169.
79. Mount E. M. III. An experimental investigation of the plasticating and friction behavior of pet chips. *Annual Technical Conference - ANTEC, Conference Proceedings*. 2013. Vol. 1. P. 59–65.
80. Белый В.А., Петроковец М. И., Савкин В. Г. Трение полимеров. Москва : Наука, 1972. 202 с.
81. Белый В. А., Петроковец М. И., Савкин В. Г. Трение и износ материалов на основе полимеров : монография. Минск : Наука и техника, 1976. 432 с.
82. Бартенев Г. М., Лаврентьев В. В. Трение и износ полимеров. Ленинград : Химия, 1972. 240 с.
83. Sinha K. S., Briscoe J. B. *Polymer Tribology*. London : Imperial College Press, 2009. 697 p.
84. Experimental Investigation of Friction Coefficient and Wear Rate of Composite Materials Sliding / M. A. Chowdhury, D. M. Huruzzaman, B. K. Roy et al. *Tribology in Industry*. 2013. Vol. 35, N. 4. P. 286–295.
85. Стругинский Б. В., Радионенко А. В., Ищенко Е. А. Триботехнические исследования полимерных композитов, применяемых при восстановлении направляющих станков. *Проблеми тертя та зношування*. 2015. № 2. С. 4–8.
86. Спосіб визначення динамічного коефіцієнта тертя: пат. 59650 Україна : МПК G01L 1/00 (2011.01). № u201013094; заявл. 04.11.2010; опубл. 25.05.2011, Бюл. № 10.
87. Wear Resistance of Industrial Polymers Under Lubrication with Oils / A. Zunda, J. Padgurskas, V. Jankauskas et al. *Scientific Journal of Riga Technical University*. 2010. Vol. 21. P. 21–25.
88. Granular packings: Nonlinear elasticity, sound propagation, and collective relaxation dynamics / H. A. Makse, N. Gland, D. L. Johnson, L. Schwartz. *Physical Review E*. 2004, Vol. 70. P. 061302. DOI: 10.1103/PhysRevE.70.061302.
89. LIGGGHTS Open Source Discrete Element Method Particle Simulation

Code. URL: <https://www.cfdem.com/liggghtsr-open-source-discrete-element-method-particle-simulation-code> (дата звернення: 20.05.2018).

90. EDEM - The leading Discrete Element Method (DEM) software. URL: <https://www.edemsimulation.com/> (дата звернення: 20.05.2018).

91. Chen J., Gao R., Liu Y. Numerical study of particle morphology effect on the angle of repose for coarse assemblies using dem. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2019. P. 1-15. DOI:10.1155/2019/8095267.

92. Cleary P. W., Sawley M. L. Three-dimensional modelling of industrial granular flows. *Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries*. CSIRO, Melbourne, Australia, 1999. P. 95–100.

93. Hogue C. Shape representation and contact detection for discrete element simulations of arbitrary geometries. *Engineering Computations*. 1998. Vol. 15, N. 3. P. 374-390.

94. Zhang D., Whiten W. J. The calculation of contact forces between particles using spring and damping models. *Powder Technology*. 1996. Vol. 88. P. 59-64.

95. Jankowski R. Non-linear viscoelastic modelling of earthquake-induced structural pounding. *Earthquake Engineering&Structural Dynamics*, 2005. Vol. 34, N. 6. P. 595–611.

96. Marlex HHM 5502BN Polyethylene – Chevron Phillips Chemical. URL: <http://www.cpchem.com/bl/polyethylene/en-us/tdslibrary/Marlex%20HHM%205502BN%20Polyethylene.pdf> (дата звернення: 11.11.2017).

97. Kazan EVA 11104-030 Kazanorgsintez. URL: <https://plastics.ulprospector.com/datasheet/e375382/kazan-eva-11104-030> (дата звернення: 11.11.2017).

98. Material safety data sheet polystyrene – Southland Polymers. URL: <http://www.southlandpolymers.com/pdf/polysty/Denka%20MSDS%20MW1.pdf> (дата звернення: 11.11.2017).

99. SorVyl G 2171 / 9005 11/01 1. Identification of the substan – plasticker. URL: [http://plasticker.de/recybase/docs/28551\\_1452502854.pdf](http://plasticker.de/recybase/docs/28551_1452502854.pdf) (дата звернення: 11.11.2017).

100. Measuring the flowing properties of powders and grains / G. Lumay, F. Boschini, K. Traina et al. *Powder Technology*. 2012. Vol. 224. P. 19–27.

101. An experimental and numerical study of the angle of repose of coarse spheres / A. B. Yu, B. H. Xu, P. Zulli, Y. C. Zhou. *Powder Technology*. 2002. Vol. 125. P. 45–54. DOI:10.1016/S0032-5910(01)00520-4.

102. Лазарєв Т. В. Закономірності процесу високотемпературного оброблення рухомого шару сипучих вуглецевих матеріалів у електричних печах – електрокальцинаторах : дисс. ... к-та техн. наук : 05.17.08 / НТУУ «КПІ». Київ, 2015. 193 с.

103. Мікульонок І. О. Механічні, гідромеханічні і масообмінні процеси та обладнання хімічної технології. Київ : НТУУ «КПІ», 2014. 340 с.

104. Спиваковский А. О., Дьячков В. К. Транспортирующие машины: учеб. пособие для машиностроительных вузов. Изд. 3-е, перераб. Москва : Машиностроение, 1983. 487 с.

105. Оборудование для переработки сыпучих материалов: учебное

посібие / В. Я. Борщев, Ю. И. Гусев, М. А. Промтов, А. С. Тимонин. Москва : «Издательство Машиностроение-1», 2006. 208 с.

106. Мордасов Д. М., Мордасов М. М. Технические измерения плотности сыпучих материалов: учебное пособие. Тамбов, 2004. 80 с.

107. Установка для визначення величини коефіцієнта зовнішнього тертя кускового або сипкого матеріалу: пат. 107473 Україна : МПК G01N 19/02 (2006.01). № u201511736; заявл. 27.11.2015; опубл. 10.06.2016, Бюл. № 11.

108. Пристрій для визначення величини коефіцієнта зовнішнього тертя сипкого матеріалу: пат. 124170 Україна : МПК G01N 19/02 (2006.01). № u201710073; заявл. 18.10.2017; опубл. 26.03.2018, Бюл. № 6.

109. Арзамасцев С. В. Полный факторный эксперимент: метод. указания к выполнению лабораторных работ по дисциплине «Моделирование и оптимизация технологии полимерных материалов». Саратов, 2009. 20 с.

110. Макаричев Ю. А., Иванников Ю. Н. Методы планирования эксперимента и обработки данных: учебн. пособие. Самара: Самар. гос. Техн. ун-т, 2016. 131 с.

111. Влияние скорости скольжения. URL: <https://chem21.info/page/201130109194099241007228229097116013131177182059> (дата звернення: 11.11.2019).

112. Босый В. В., Васильченко Г. Н., Панов Е. Н. Инженерные методы расчёта погрешностей при выполнении лабораторных работ по курсам «Тепломассообмен» и «Техническая термодинамика». Киев: «КПИ», 1985. 72 с.

113. Зайдель А. Н. Погрешности измерений физических величин : метод. реком. Ленинград : Наука, 1985. 112 с.

114. Погрешности измерений. URL: <http://www.iatephysics.narod.ru/knowhow/knowhow7.htm> (дата звернення: 05.09.2018).

115. Wilczyński K. A Computer Model for Single-Screw Plasticating Extrusion. Polymer-Plastics Technology and Engineering. 1996. Vol. 35. P. 449–477. DOI:10.1080/03602559608000931.

116. Мікульонок І. О., Рябцев Г. Л. Основні методи і шляхи використання полімервмісних відходів // Наукові вісті НТУУ «КПІ». 2001. № 2. С. 135–147.

117. Лукач Ю. Ю., Мікульонок І. О., Сезонов М. В. Дослідження шестеренчастого насоса як нагнітального пристрою дискового екструдера для переробки полімерних матеріалів // Наукові вісті НТУУ «КПІ». 2001. № 3. С. 136–139.

118. Мікульонок І. О. Основні методи використання гумовмісних відходів // Хімічна промисловість України. 2001. № 5. С. 53–58.

119. Мікульонок І. О., Радченко Л. Б. Полімерні композитні матеріали й вироби з них. Одержання, перероблення та властивості : термінол. слов. Київ : ІВЦ «Видавництво „Політехніка”», 2005. 179 с.

120. Лукашова В. В., Мікульонок І. О., Радченко Л. Б. Черв'ячна екструзія. Узагальнена математична модель // Хімічна промисловість України. 2007. № 1. С. 32–35.

121. Моделювання процесу неізотермічного живлення одночерв'ячного екструдера / О. С. Будзинська, В. В. Лукашова, І. О. Мікульонок, Л. Б. Рад-

ченко // Наукові вісті НТУУ «КПІ». 2007. № 1. С. 49–57.

122. Микулёнок И. О., Радченко Л. Б., Швед Н. П. Некоторые аспекты проектирования и моделирования червячных экструдеров // Экотехнологии и ресурсосбережение. 2008. № 1. С. 68–73.

123. Каскадный дисково-шестеренный экструдер для переработки полимерных материалов / Микульонок І. О., Мурдід Н. В., Швед Д. М., Швед М. П. // Наукові вісті НТУУ «КПІ». 2009. № 2. С. 74–77.

124. Мікульонок І. О., Лукашова В. В. Целюлозонаповнені полімери. Екструзія погонних виробів // Хімічна промисловість України. 2009. № 2. С. 40–43.

125. Лукашова В. В., Мікульонок І. О. Целюлозонаповнені полімери. Теоретичний аналіз процесу екструзії погонних виробів // Хімічна промисловість України. 2009. № 2. С. 46–51.

126. Лукашова В. В., Мікульонок І. О., Гоженко Л. П. Гідродинаміка і теплообмін у каналах змішувального елемента типу «шестірня» одночерв'ячного екструдера // Наукові вісті НТУУ «КПІ». 2011. № 1. С. 113–117.

127. Mikulionok I. O. Pretreatment of Recycled Polymer Raw Material // Russian Journal of Applied Chemistry. 2011. Vol. 83, N 6. P. 1105–1113. DOI: 10.1134/S1070427211060371.

128. Mikulionok I. O. Technique of Parametric and Heat Computations of Rollers for Processing of Plastics and Rubber Compounds // Russian Journal of Applied Chemistry. 2011. Vol. 83, N 9. P. 1642–1654. DOI: 10.1134/S1070427211090333.

129. Микулёнок И.О. К вопросу моделирования процесса червячной экструзии // Известия высших учебных заведений. Химия и химическая технология. 2011. Т. 54, № 12, С. 96–100.

130. Вознюк В. Т., Мікульонок І. О. Інтенсифікація процесу виготовлення екструдованих полімерних труб : монографія. Київ : НТУУ «КПІ», 2012. 142 с.

131. Mikulionok I. O., Radchenko L. B. Simulation of Disk Extruder Operation // Russian Journal of Applied Chemistry. 2012. Vol. 85, N 9. P. 1475–1481. DOI: 10.1134/S1070427212090273.

132. Mikulionok I. O. Modeling of the Heat Processing of Continuously Molded Product // Russian Journal of Applied Chemistry. 2012. Vol. 85, N 9. P. 1482–1492. DOI: 10.1134/S1070427212090285.

133. Мікульонок І. О. Моделювання обладнання технологічних ліній для перероблення пластмас і гумових сумішей на базі валкових машин : монографія. Київ : НТУУ «КПІ», 2013. 243 с.

134. Mikulyonok I. O. Equipment for preparing and continuous molding of thermoplastic composites // Chemical and Petroleum Engineering. 2013. Vol. 48, N 11–12. P. 658–661. DOI: 10.1007/s10556-013-9676-x.

135. Mikulionok I. O. Screw extruder mixing and dispersing units // Chemical and Petroleum Engineering. 2013. Vol. 49, N 1–2. P. 103–109. DOI: 10.1007/s10556-013-9711-y.

136. Числове моделювання впливу пристінного шару на процес течії полімеру в переробному обладнанні // О. Л. Сокольський, І. І. Івіцький, В. І. Сівецький, І. О. Мікульонок // Хімічна промисловість України. 2013. № 6.

С. 34–37.

137. Мікульонок І. О., Радченко Л. Б. Моделювання дискових екструдерів для перероблення полімерних матеріалів : монографія. Київ : НТУУ «КПІ», 2015. 104 с.

138. Mikulionok I. O. Classification of Processes and Equipment for Manufacture of Continuous Products from Thermoplastic Materials // *Chemical and Petroleum Engineering*. 2015. Vol. 51, N 1–2. P. 14–19. DOI: 10.1007/s10556-015-9990-6.

139. Мікульонок І. О. Технологічні основи перероблення полімерів, пластмас і гумових сумішей : навч. посіб. Київ : НТУУ «КПІ», 2015. 312 с.

140. Микулёнок И. О., Петухов А. Д. Производство полимерных сеток : монография. Київ : НТУУ «КПІ», 2016. 72 с.

141. Витвицький В. М., Мікульонок І. О., Сокольський О. Л. Гранульовані полімерні матеріали. Експериментальне дослідження коефіцієнта тертя по металевій поверхні // *Хімічна промисловість України*. 2016. № 2. С. 41–44.

142. Ivitskiy I. I., Sokolskiy A. L., Mikulionok I. O. Influence of a lubricant on the flow parameters of a molten polymeric material in channels of forming devices // *Chemical and Petroleum Engineering*. 2017. Vol. 53, N 1–2. P. 84–88. DOI: 10.1007/s10556-017-0299-5.

143. Mikulionok I., Gavva O., Kryvoplias-Volodina L. Modeling the process of polymer processing in twin-screw extruders // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. Series «Applied physics»*. 2018. № 4/5 (94). P. 35–44. DOI: 10.15587/1729-4061.2018.139886.

144. Дослідження триботехнічних властивостей гранульованих полімерних матеріалів / В. М. Витвицький, С. В. Бардашевський, І. О. Мікульонок, О. Л. Сокольський // *Вчені записки Таврійського національного університету імені В. І. Вернадського. Серія «Технічні науки»*. 2018. Т. 29(68), № 5, Ч. 1. С. 9–13.

145. Vytvytskyi V. M., Mikulionok I. O., Sokolskyi O. L. Experimental study of the granular polystyrene frictional properties // *SWorldJournal*. 2019. N 2, Part 2. P. 16–21. DOI: 10.30888/2410-6615.2019-02-02-009.

146. Vytvytskyi V. M., Mikulionok I. O., Sokolskyi O. L. Simulation of the process of screw extruder feeding with granular polymeric raw material // *Modern Engineering and Innovative Technologies*. 2019. N 2, Part 1. P. 38–44. DOI: 10.30890/2567-5273.2020-12-01-053.

147. Мікульонок І. О. Технологічні основи перероблення полімерних матеріалів : навч. посіб. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2020. 293 с.

148. Дослідження впливу форми і розмірів полімерних гранул на їхні трибологічні властивості / В. М. Витвицький, А. Я. Карвацький, І. О. Мікульонок, О. Л. Сокольський // *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2020. № 2(75). С. 52–61. DOI: 10.31471/1993-9973-2020-2(75)-52-61.

149. Сокольський О. Л., Мікульонок І. О. Моделювання обладнання і процесів перероблення полімерних матеріалів методом екструзії : монографія. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2020. 252 с.

## ЗМІСТ

Вступ.....	3
Перелік умовних позначень, символів і скорочень .....	5
1. Сучасний стан досліджень процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною .....	6
1.1. Загальні тенденції перероблення полімерних матеріалів.....	6
1.2. Особливості перероблення полімерних матеріалів в одночерв'ячних екструдерах.....	7
1.3. Моделювання обладнання та процесу живлення одночерв'ячного екструдера полімерною сировиною.....	10
1.4. Моделювання статичної і динамічної сипких матеріалів .....	13
1.5. Вплив триботехнічних властивостей полімерної сировини на роботу зони живлення одночерв'ячного екструдера.....	16
1.6. Дослідження процесу тертя полімерних матеріалів .....	20
1.7. Висновки до розділу 1 і завдання досліджень .....	22
2. Моделювання процесів руху сипкого матеріалу .....	24
2.1. Математична модель дискретного опису руху сипкого матеріалу .....	24
2.2. Моделювання форми полімерних гранул.....	27
2.3. Верифікація числової моделі руху сипкого матеріалу .....	29
2.3.1. Формування кута природного укусу методами натурного та числових експериментів.....	30
2.3.2. Дослідження руху потоку гранул на прикладі шнекового живильника .....	34
2.4. Висновки до розділу 2 .....	38
3. Експериментальні дослідження експлуатаційних режимів тертя гранульованих полімерних матеріалів.....	39
3.1. Вихідні дані .....	39
3.2. Дослідження з використанням плоскопаралельної моделі екструзії .....	39
3.2.1. Фізична модель досліджуваного процесу.....	39
3.2.2. Експериментальна установка.....	40
3.2.3. Методика проведення досліджень.....	41
3.2.4. Дослідження впливу тиску на коефіцієнт тертя .....	42
3.2.5. Дослідження впливу температури на коефіцієнт тертя .....	44
3.3. Дослідження з використанням установки з обертовим ротором.....	46
3.3.1. Експериментальна установка.....	46
3.3.2. Методика проведення досліджень.....	47
3.3.3. Дослідження залежностей коефіцієнта тертя.....	50
3.3.4. Дослідження залежностей коефіцієнта бічного тиску .....	67
3.4. Розрахунок похибок вимірювань фізичних величин .....	83
3.4.1. Методика розрахунку похибок вимірювання фізичних величин.....	83
3.4.2. Характеристики вимірювальних приладів .....	84
3.4.3. Розрахунок похибки вимірювання сили навантаження .....	85
3.4.4. Розрахунок похибки вимірювання температури.....	86

3.4.5. Розрахунок похибки вимірювання частоти обертання ротора експериментальної установки та шнека живильника.....	87
3.5. Розрахунок оцінки достовірності рівнянь регресії.....	88
3.5.1. Методика розрахунку оцінки достовірності рівнянь регресії .....	88
3.5.2. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для полістиролу .....	89
3.5.3. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для поліетилену високої густини.....	90
3.5.4. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для полівінілхлориду .....	92
3.5.5. Розрахунок похибки результатів рівняння регресії для севілену .....	94
3.6. Висновки до розділу 3 .....	95
4. Моделювання процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною.....	97
4.1. Математична модель процесу живлення черв'ячного екструдера полімерною сировиною.....	97
4.2. Методика числового розв'язання.....	104
4.3. Результати числових розрахунків .....	104
4.4. Верифікація математичної моделі.....	108
4.5. Висновки до розділу 4 .....	109
Загальні висновки і рекомендації .....	110
Додаток А. Результати досліджень з використанням плоскопаралельної моделі екструзії.....	113
Додаток Б. Результати досліджень з використанням установки з обертовим ротором .....	119
Перелік посилань.....	125

Наукове видання

**Витвицький Віктор Миронович**  
**Мікульонюк Ігор Олегович**

**МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ЖИВЛЕННЯ  
ЧЕРВ'ЯЧНОГО ЕКСТРУДЕРА  
ПОЛІМЕРНОЮ СИРОВИНОЮ**

**Монографія**

*В авторській редакції*