

**СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ**

**СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ**

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

ПАВЛЕНКО ІВАН ВОЛОДИМИРОВИЧ

УДК 66.084:66.021.1(043.5)

**ДИСЕРТАЦІЯ
НАУКОВО-ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ ВІБРАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ
У ГЕТЕРОГЕННИХ СИСТЕМАХ**

Спеціальність 05.17.08 – процеси та обладнання хімічної технології

Галузь знань – технічні науки

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

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

 І. В. Павленко

Науковий консультант – Склабінський Всеволод Іванович, д-р техн. наук, проф.

Суми – 2020

АНОТАЦІЯ

Павленко І. В. Науково-теоретичні основи вібраційних процесів у гетерогенних системах. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.17.08 – процеси та обладнання хімічної технології. Сумський державний університет, Суми, 2020. Спеціалізована вчена рада Д 55.051.04.

Дисертацію присвячено вирішенню важливої науково-технічної проблеми інтенсифікації процесів у сепараційних, класифікаційних і грануляційних пристроях шляхом розроблення науково-теоретичних основ процесу вібраційного впливу на гетерогенні системи, моделювання гідродинаміки сепараційних пристроїв, аналізу впливу сполученого конвективного теплообміну і капілярного руху на ефективність сепарації газоконденсатних систем, запобігання негативній дії вторинних процесів і впливу вібрацій на процес утворення гранул монодисперсного складу. Вперше теоретично обґрунтовано підвищення ефективності сепарації за рахунок вібраційно-фільтрувальних принципів розділення; створено науково-теоретичні основи дослідження гідроаеропружної взаємодії сепараційних елементів із газорідним потоком; теоретично обґрунтовано існування критичного числа Вебера в процесі вторинного подрібнення краплинної рідини; створено науково-теоретичні основи дослідження процесу стікання плівки рідини зі сполученим конвективним теплообміном на охолоджуваних поверхнях контактних елементів; створено наукові основи теорії ґратчастих структур для дослідження процесів сепарації та фільтрації. Удосконалено математичну модель визначення питомої поверхні контакту фаз у процесах хімічної технології та математичну модель процесу передавання енергії від механічного збудника коливань до плавучої рідини у віброгрануляторі. Досліджено вібраційний вплив на процес диспергування рідини. Набули подальшого розвитку математичні моделі основних і вторинних процесів у сепараторах і віброгрануляторах. Створено теоретичні основи оцінювання параметрів процесу пневмокласифікації сумішей. Одержані закономірності розширено на методи досліджень процесів грануляції,

розпилення рідини та вимивання поживних речовин з капсульованих мінеральних добрив.

Ключові слова: вібраційний вплив, гетерогенна система, сепарація, конвективний теплообмін, вторинне подрібнення, поверхня розділення фаз, пневматична класифікація, вібраційна грануляція.

СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Наукові праці, в яких опубліковані основні результати дисертації:

1. Pavlenko I., Simonovskiy V., Pitel' J., Demianenko M. Dynamic analysis of centrifugal machines rotors with combined using 3D and 2D finite element models : monograph. Lüdenscheid : RAM-VERLAG, 2018. 145 p. ISBN 978-3-942303-64-4.
2. Павленко І. В., Симоновський В. І. Методи ідентифікації параметрів математичних моделей коливальних процесів : монографія. Суми : Сумський державний університет, 2020. 145 с. ISBN 978-966-657-800-9.
3. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Усик Р. Ю., Дем'яненко М. М. Моделювання процесів сепарації та розробка методики розрахунку трифазного сепаратора. *Наукові праці Одеської національної академії харчових технологій : науковий журнал. Серія «Технічні науки»*. 2015. Т. 1, № 47. С. 62–66.
4. Дем'яненко М. Н., Ляпощенко А. А., Павленко І. В., Склабинский В. И. Решение уравнений Навье-Стокса и задачи гидроаэроупругости для процессов сепарации в криволинейных каналах. *Вісник ХНУ ім. В. Н. Каразіна. Серія «Математичне моделювання. Інформаційні технології. Автоматизовані системи управління»*. 2015. № 27. С. 53–64.
5. Павленко І. В., Симоновський В. І., Питель Я., Вербовой А. Е., Дем'яненко М. Н. Исследование критических частот ротора центробежного компрессора с учётом жёсткости опор и уплотнений. *Журнал інженерних наук*. 2017. Т. 4, № 1. С. С1–С6.
6. Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O., Demianenko M. M., Starynskiy O. Ye. Static calculation of the dynamic deflection elements for separation devices. *Journal of Engineering Sciences*. 2017. Vol. 4 (2). P. B19–B24.

7. Ляпощенко О. О., Іванов В. О., Павленко І. В., Дем'яненко М. М., Старинський О. Є., Ковтун В. В. Оптимізаційне компонування фазних розділювачів з застосуванням модульних сепараційних пристроїв. *Наукові праці Одеської національної академії харчових технологій. Серія «Технічні науки»*. 2018. Т. 82, № 1. С. 128–133.
8. Varukha D. A., Smirnov V. A., Edl M., Demianenko M. M., Yukhymenko M. P., Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O. Modelling of separation and air classification processes of aerodisperse systems in the shelf device. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (1). P. F5–F9.
9. Pavlenko I. V., Yukhymenko M. P., Lytvynenko A. V., Bocko J. Solving the nonstationary problem of the disperse phase concentration during the pneumoclassification process of mechanical mixtures. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. F1–F5.
10. Liaposhchenko O. O., Sklabinskyi V. I., Zavialov V. L., Pavlenko I. V., Nastenko O. V., Demianenko M. M. Appliance of inertial gas-dynamic separation of gas-dispersion flows in the curvilinear convergent-divergent channels for compressor equipment reliability improvement. *Materials Science and Engineering*. 2017. Vol. 233 (1). 012025.
11. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Nastenko O. The model of crossed movement and gas-liquid flow interaction with captured liquid film in the inertial-filtering separation channels. *Separation and Purification Technology*. 2017. Vol. 173. P. 240–243.
12. Pavlenko I., Liaposhchenko A., Ochowiak M., Demyanenko M. Solving the stationary hydroaeroelasticity problem for dynamic deflection elements of separation devices. *Vibrations in Physical Systems*. 2018. Vol. 29. 2018026.
13. Pavlenko I., Liaposhchenko O., Sklabinskyi V., Ivanov V., Gusak O. Hydrodynamic features of gas-liquid flow movement in a separation device plane channel with an oscillating wall. *Problemele Energeticii Regionale*. 2018. Vol. 3 (38). P. 62–70.

14. Ochowiak M., Włodarczak S., Pavlenko I., Janecki D., Krupinska A., Markowska M. Study on interfacial surface in modified spray tower. *Processes*. 2019. Vol. 7 (8). 532.
15. Lytvynenko A., Yukhymenko M., Pavlenko I., Pitel J., Mizakova J., Lytvynenko O., Ostroha R., Bocko J. Ensuring the reliability of pneumatic classification process for granular material in a rhomb-shaped apparatus. *Applied Sciences-Basel (Switzerland)*. 2019. Vol. 9 (8). 1604.
16. Pavlenko I., Trojanowska J., Ivanov V., Liaposhchenko O. Parameter identification of hydro-mechanical processes using artificial intelligence systems. *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*. 2019. Vol. 2019 (5). P. 19–26.
17. Khovanskyi S., Pavlenko I., Pitel J., Mizakova J., Ochowiak M., Grechka I. Solving the coupled aerodynamic and thermal problem for modeling the air distribution devices with perforated plates. *Energies*. 2019. Vol. 12 (18). 3488.
18. Pavlenko I., Liaposhchenko O., Pitel J., Sklabinskyi V. Parameter identification of the Basset force acting on particles in fluid flow induced by the oscillating wall. *Journal of Applied Mathematics and Computational Mechanics*. 2019. Vol. 18 (2). P. 53–63.
19. Pavlenko I., Trojanowska J., Gusak O., Ivanov V., Pitel J., Pavlenko V. Estimation of the reliability of automatic axial-balancing devices for multistage centrifugal pumps. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2019. Vol. 63 (1). P. 52–56.
20. Sklabinskyi V., Liaposhchenko O., Pavlenko I., Lytvynenko O., Demianenko M. Modelling of liquid's distribution and migration in the fibrous filter layer in the process of inertial-filtering separation. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. Springer, Lecture Notes in Mechanical Engineering*. 2019. P. 489–497.
21. Pavlenko I., Trojanowska J., Ivanov V., Liaposhchenko O. Scientific and methodological approach for the identification of mathematical models of mechanical

systems by using artificial neural networks. *Springer, Lecture Notes in Electrical Engineering*. 2019. Vol. 505. P. 299–306.

22. Pavlenko I., Ivanov V., Kuric I., Gusak O., Liaposhchenko O. Ensuring vibration reliability of turbopump units using artificial neural networks. *Advances in Manufacturing II, Vol. 1 – Solutions for Industry 4.0. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2019. P. 165–175.

23. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Demianenko M., Starynskyi O., Pitel J. The methodology of numerical simulations of separation process in SPR-separator. *CEUR Workshop Proceedings*. 2019. Vol. 2353. P. 822–832.

24. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Ivanov V., Demianenko M., Starynskyi O., Kuric I., Khukhryanskiy O. Improvement of parameters for the multi-functional oil-gas separator of “Heater-Treater” type. *2019 IEEE 6th International Conference on Industrial Engineering and Applications*. 2019. P. 66–71.

25. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Monkova K., Demianenko M., Starynskyi O. Numerical simulation of aeroelastic interaction between gas-liquid flow and deformable elements in modular separation devices. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. Springer, Lecture Notes in Mechanical Engineering*. 2020. P. 765–774.

26. Vakal V., Pavlenko I., Vakal S., Hurets L., Ochowiak M. Mathematical modeling of nutrient release from capsulated fertilizers. *Periodica Polytechnica Chemical Engineering*. 2020. Vol. (Online). P. 1–7, DOI: DOI: 10.3311/PPch.14100.

Наукові праці, які свідчать про апробацію матеріалів дисертації:

27. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Усик Р. Ю., Дем’яненко М. М. Моделювання процесів сепарації та розробка методики розрахунку трифазного сепаратора. *Інноваційні енерготехнології: матеріали V Міжнародної науково-практичної конференції*. Одеса, 2015. С. 241–245.

28. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Demyanenko M. M., Starynskyi O. E. Improving the reliability and increasing efficiency of multi-functional energy efficient three-phase separators of Heater-Treater type. *Машины, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку та диверсифікації*

постачання нафти і газу: матеріали Міжнародної науково-технічної конференції. Івано-Франківськ, 2016. С. 137–142.

29. Liaposhchenko O., Nastenko O., Pavlenko I., Demianenko M. Mechanical design of multi-operated oil and gas separator of heater-treater type. *Прикладні науково-технічні дослідження: матеріали Міжнародної науково-практичної конференції. Івано-Франківськ, 2017. С. 98.*

30. Pavlenko I., Nastenko O. Modelling of the associated heat transfer under the inertia-filtering separation by the condensation. *Praktyczne Aspekty Inżynierii Chemicznej (PAIC 2017). Poznan, 2017. P. 127–129.*

31. Ляпощенко О. О., Склабінський В. І., Зав'ялов В. Л., Павленко І. В., Настенко О. В., Дем'яненко М. М. Застосування інерційної газодинамічної сепарації газодисперсних потоків в криволінійних каналах для підвищення надійності компресорного обладнання. *Герметичність, вібронадійність і екологічна безпека насосного і компресорного обладнання «ГЕРВІКОН+НАСОСИ-2017»*: збірник доповідей XV Міжнародної науково-технічної конференції. Суми, 2017. С. 159–170.

32. Vashyst B. V., Pavlenko I. V. Phenomena of non-stationary oscillations in elements of centrifugal machines. *Прикладні науково-технічні дослідження: праці II Міжнародної науково-практичної конференції. Івано-Франківськ, 2018. С. 62.*

33. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Demianenko M. M., Starynskyi O. Ye. Hydrodynamics simulation and forecasting the efficiency of separation equipment oil stabilization unit of Gnidyntsy gas processing plant. *Machines, Equipment and Materials for Oil and Gas Production Increase: Proceedings of the 2nd International Scientific and Technical Conference. Ivano-Frankivsk, 2018. P. 340–342.*

34. Ostroha R., Yukhymenko M., Lytvynenko A., Bocko J., Pavlenko I. Granulation process of the organic suspension: fluidized bed temperature influence on the kinetics of the granule formation. *International Conference on Design, Simulation,*

Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2018) : Book of Abstracts. Sumy, 2018. P. 114.

35. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Іванов В. О., Дем'яненко М. М., Старинський О. Є. Розробка конструкторсько-технологічної класифікації модульних сепараційних пристроїв. *Машинобудування очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво* : матеріали XVIII Міжнародної науково-практичної конференції. Краматорськ, 2018. С. 120–122.

36. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Дем'яненко М. М., Старинський О. Є., Ковтун В. В., Голохвост О. О. Застосування методів обчислювальної гідродинаміки до оптимізації конструкцій модульних сепараційних пристроїв багатофазних розділювачів. *Прикладні науково-технічні дослідження* : матеріали III Міжнародної науково-практичної конференції. Івано-Франківськ, 2019. С. 132.

37. Merzliakov I., Pavlenko I., Chekh O., Sharapov S., Ivanov V. Mathematical modeling of operating process and technological features for designing the vortex type liquid-vapor jet apparatus. *2nd International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2019)* : Book of Abstracts. Lutsk, 2019. P. 121.

38. Michalak M., Ochowiak M., Pavlenko I., Włodarczak S., Krupińska A. Ręcherzykowo-wirowe rozpylanie cieczy z mieszaniem statycznym. *Praktyczne Aspekty Inżynierii Chemicznej (PAIC 2019)*. Poznan, 2019. P. 87–88.

39. Krupinska A., Ochowiak M., Włodarczak S., Markowska M., Szulc T., Pavlenko I. Adiuwanty w zabiegach agrotechnicznych. *III Ogólnopolskie Seminarium Chemii Bioorganicznej, Organicznej i Biomateriałów*. Poznan, 2019. P. 211–213.

40. Павленко І. В., Ляпощенко О. О., Склабінський В. І., Іванов В. О., Гусак О. Г. Моделювання основних і вторинних процесів сепарації гетерогенних систем. *Промислова гідравліка і пневматика* : матеріали XX Міжнародної науково-технічної конференції Міжнародної асоціації спеціалістів промислової гідравліки і пневматики. Київ, 2019. С. 16–19.

Наукові праці, які додатково відображають наукові результати дисертації:

41. Пат. 102445 Україна, МПК В01D 45/04 (2006.01). Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку / О. О. Ляпощенко, І. В. Павленко, О. В. Настенко, Р. Ю. Усик, М. М. Дем'яненко ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201505124 ; заявл. 25.05.2015, опубл. 26.10.2015, Бюл. № 20. – 3 с.

42. Пат. 111039 Україна, МПК В01D 45/00 (2006.01). Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку / О. О. Ляпощенко, О. В. Настенко, І. В. Павленко та ін. ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201605061 ; заявл. 06.05.2016, опубл. 25.10.2016, Бюл. № 20. – 3 с.

43. Пат. 130464 Україна, МПК В01D 45/04 (2006.01). Пристрій для сепарації дисперсної рідини з газового потоку / О. О. Ляпощенко, І. В. Павленко, М. М. Дем'яненко, О. Є. Старинський, В. В. Ковтун; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201806182 ; заявл. 04.06.2018, опубл. 10.12.2018, Бюл. № 23. – 2 с.

44. Комп'ютерна програма «Critical frequencies of the rotor» : а. с. № 59855, Україна / І. В. Павленко, В. І. Симоновський. Дата реєстрації 27.05.2015.

45. Комп'ютерна програма «Forced oscillations of the rotor» : а. с. № 61788, Україна / І. В. Павленко, В. І. Симоновський. Дата реєстрації 23.09.2015.

ABSTRACT

Pavlenko I. V. Scientific and theoretical foundations of vibrational processes in heterogeneous systems. – Qualifying scientific work on the manuscript rights.

The dissertation for obtaining the scientific degree of Doctor of Sciences in Engineering by specialty 05.17.08 – processes and equipment of chemical technology. Sumy State University, Sumy, 2020. Specialized Academic Council D 55.051.04.

The dissertation is devoted to the solution of an urgent scientific and technical problem of processes intensification in separators, classifiers, and prillers by developing the scientific and theoretical foundations of the process of vibrational impact on heterogeneous systems, modeling the hydrodynamics of modular separation devices, analysis of the influence of joint convective heat transfer processes and non-stationary capillary fluid motion during filtration on the efficiency of separation for gas-condensate systems, as well as prevention of negative effects of secondary processes (secondary entrainment, fluid film decay, wave formation, and crushing of dispersed phase droplets) and the influence of vibrations on the formation of monodisperse granules. For the first time, analysis and generalization of the theoretical description of hydrodynamic processes have been carried out considering the impact of vibrations on the structure of heterogeneous systems, and the directions of theoretical and experimental researches are substantiated for separation, classification and prilling processes to increase their effectiveness. For the first time, the possibility of increasing the efficiency of separation for gas-dispersed systems has been theoretically substantiated by creating apparatus, which combine the principles of simultaneous interaction of vibrating and filtering elements. Mathematical models of hydromechanical and related (drainage of the captured liquid film, convective heat transfer, secondary crushing of droplets) processes have been further developed for separation devices with vibrating elements, the parameters of which are determined by numerical simulation and experimental research. For the first time, the mathematical model of non-stationary fluid motion is created for in a gas-dispersed flow in a channel with the hydroelastically-induced vibrations on a wall, as well as the scientific and theoretical foundations are formulated for studying the of hydroelastic interaction of dynamic deflection elements with the gas-liquid flow in separation devices. For the first time, the value of the correction factor in the formula for determination of the specific interfacial surface is theoretically substantiated for the process of separation, prilling by spraying, as well as for the heat and mass transfer processes in such systems. The mathematical model of secondary crushing of the dropped liquid has been further developed. As a result, for the first time, the existence of a critical Weber number in

the process of secondary crushing of droplets is theoretically substantiated, as well as an analytical expression to determine the crushing time of droplet liquid depending on this number has been developed. For the first time, a solution of a three-dimensional model of the trapped liquid film flow on the surface of the deflected elements is obtained for the case of its interaction with the gas-dispersed flow considering the convective heat exchange process on the cooled surfaces of the contact elements. As a result, the velocity and temperature fields are determined, and analytical expressions are proposed to determine the film thickness. The mathematical model of the non-stationary capillary lifting of fluid is improved, which is important for the precise calculation of inertial-filtering separators. As a result, for the first time, the application of superimposed vibration is proposed for intensification of both the filtration process and removal of trapped droplet fluid from the separation channel. For the first time, the scientific fundamentals of the theory of grid structures are developed based on the discrete and quasicontinuum probabilistic models, that allow investigating the process of removing droplet liquid from the filtering elements of the separation devices. For the first time, the scientific and theoretical foundations for estimating the parameters of the mathematical model for the process of hydro-elastic interaction of gas-dispersed flow with dynamic separating elements of the separation device are developed using quasilinear regression analysis and artificial intelligence systems, particularly, artificial neural networks. The novel energy-efficient devices and techniques for separating liquid are designed, and the methodology of determining the required number of the separating modules of the modular separation device in terms of the efficiency of capturing liquid film is proposed. Additionally, the generalized methodology for determining the effectiveness of hydromechanical and heat transfer processes is developed. The theory of pneumoclassification of gas-dispersed systems has been further developed, and theoretical foundations of the process parameter identification have been created. For the first time, the non-stationary problem of determining the particle concentration of bulk material in an operating amount of the suspended layer is solved. The obtained dependencies are extended to the related fields, particularly, to improve methods of theoretical and experimental studies of the granulation of organic

suspensions, as well as for leaching nutrients from encapsulated mineral fertilizers, and spraying liquid with surface-active polymer impurities. For the first time, an analysis of the vibrational impact of mechanical actuators of rotating vibrational granulators on the decay of liquid jets is performed for obtaining monodisperse droplets and subsequent formation of granules. This has made it possible to develop recommendations for the choice of the mechanism for the transmission of rotational motion to the rotating priller. The mathematical model of the process of vibration granulation, which describes the process of energy transfer from a mechanical oscillator to a liquid melt has been further developed. As a result, the methodology for evaluating the stiffness and damping characteristics of the interaction between elements of the corresponding dynamic system has been developed.

Keywords: vibrational impact, heterogeneous system, separation, convective heat transfer, secondary crushing, interfacial surface, pneumatic classification, vibrational prilling.

LIST OF PUBLICATIONS

Scientific works, in which the main scientific results of the dissertation have been published:

1. Pavlenko I., Simonovskiy V., Pitel' J., Demianenko M. Dynamic analysis of centrifugal machines rotors with combined using 3D and 2D finite element models : monograph. Lüdenscheid : RAM-VERLAG, 2018. 145 p. ISBN 978-3-942303-64-4.
2. Pavlenko I. V., Simonovskiy V. I. Methods of the parameter identification of mathematical models for oscillatory processes : monograph. Sumy : Sumy State University, 2020. 145 p. ISBN 978-966-657-800-9.
3. Liaposhcheko O. O., Pavlenko I. V., Usyk R. Y., Demianenko M. M. Modeling of the separation processes and development of the calculation technique for a three-phase separator. *Scientific Works of the Odessa National Academy of Food Technologies. Series «Technical Sciences»*. 2015. Vol. 1, No. 47. P. 62–66.
4. Demianenko M. M., Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Sklabinskyi V. I. Solution of the Navier–Stokes equations and hydroaeroelasticity

problem for separation processes in curvilinear channels. *Bulletin of Kharkiv National University named after V. N. Karazin. Series «Mathematical Modeling. Information Technology. Automated Control Systems»*. 2015. No. 27. P. 53–64.

5. Pavlenko I. V., Symonovskyi V. I., Pitel J., Verbovyi A. E., Demianenko M. M. Investigation of critical frequencies of the centrifugal compressor rotor considering the stiffness of bearings and seals. *Journal of Engineering Sciences*. 2017. Vol. 4, No. 1. P. C1–C6.

6. Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O., Demianenko M. M., Starynskyi O. Ye. Static calculation of the dynamic deflection elements for separation devices. *Journal of Engineering Sciences*. 2017. Vol. 4 (2). P. B19–B24.

7. Liaposhchenko O. O., Ivanov V. O., Pavlenko I. V., Demianenko M. M., Starynskyi O. Y., Kovtun V. V. Optimized layout of phase separators using modular separation devices. *Scientific Works of the Odessa National Academy of Food Technologies. Series «Technical Sciences»*. 2018. Vol. 82, No. 1. P. 128–133.

8. Varukha D. A., Smirnov V. A., Edl M., Demianenko M. M., Yukhymenko M. P., Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O. Modelling of separation and air classification processes of aerodisperse systems in the shelf device. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (1). P. F5–F9.

9. Pavlenko I. V., Yukhymenko M. P., Lytvynenko A. V., Bocko J. Solving the nonstationary problem of the disperse phase concentration during the pneumoclassification process of mechanical mixtures. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. F1–F5.

10. Liaposhchenko O. O., Sklabinskyi V. I., Zavialov V. L., Pavlenko I. V., Nastenka O. V., Demianenko M. M. Appliance of inertial gas-dynamic separation of gas-dispersion flows in the curvilinear convergent-divergent channels for compressor equipment reliability improvement. *Materials Science and Engineering*. 2017. Vol. 233 (1). 012025.

11. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Nastenka O. The model of crossed movement and gas-liquid flow interaction with captured liquid film in the inertial-

filtering separation channels. *Separation and Purification Technology*. 2017. Vol. 173. P. 240–243.

12. Pavlenko I., Liaposhchenko A., Ochowiak M., Demyanenko M. Solving the stationary hydroaeroelasticity problem for dynamic deflection elements of separation devices. *Vibrations in Physical Systems*. 2018. Vol. 29. 2018026.

13. Pavlenko I., Liaposhchenko O., Sklabinskyi V., Ivanov V., Gusak O. Hydrodynamic features of gas-liquid flow movement in a separation device plane channel with an oscillating wall. *Problemele Energeticii Regionale*. 2018. Vol. 3 (38). P. 62–70.

14. Ochowiak M., Wlodarczak S., Pavlenko I., Janecki D., Krupinska A., Markowska M. Study on interfacial surface in modified spray tower. *Processes*. 2019. Vol. 7 (8). 532.

15. Lytvynenko A., Yukhymenko M., Pavlenko I., Pitel J., Mizakova J., Lytvynenko O., Ostroha R., Bocko J. Ensuring the reliability of pneumatic classification process for granular material in a rhomb-shaped apparatus. *Applied Sciences-Basel (Switzerland)*. 2019. Vol. 9 (8). 1604.

16. Pavlenko I., Trojanowska J., Ivanov V., Liaposhchenko O. Parameter identification of hydro-mechanical processes using artificial intelligence systems. *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*. 2019. Vol. 2019 (5). P. 19–26.

17. Khovanskyi S., Pavlenko I., Pitel J., Mizakova J., Ochowiak M., Grechka I. Solving the coupled aerodynamic and thermal problem for modeling the air distribution devices with perforated plates. *Energies*. 2019. Vol. 12 (18). 3488.

18. Pavlenko I., Liaposhchenko O., Pitel J., Sklabinskyi V. Parameter identification of the Basset force acting on particles in fluid flow induced by the oscillating wall. *Journal of Applied Mathematics and Computational Mechanics*. 2019. Vol. 18 (2). P. 53–63.

19. Pavlenko I., Trojanowska J., Gusak O., Ivanov V., Pitel J., Pavlenko V. Estimation of the reliability of automatic axial-balancing devices for multistage

centrifugal pumps. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2019. Vol. 63 (1). P. 52–56.

20. Sklabinskyi V., Liaposhchenko O., Pavlenko I., Lytvynenko O., Demianenko M. Modelling of liquid's distribution and migration in the fibrous filter layer in the process of inertial-filtering separation. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. Springer, Lecture Notes in Mechanical Engineering*. 2019. P. 489–497.

21. Pavlenko I., Trojanowska J., Ivanov V., Liaposhchenko O. Scientific and methodological approach for the identification of mathematical models of mechanical systems by using artificial neural networks. *Springer, Lecture Notes in Electrical Engineering*. 2019. Vol. 505. P. 299–306.

22. Pavlenko I., Ivanov V., Kuric I., Gusak O., Liaposhchenko O. Ensuring vibration reliability of turbopump units using artificial neural networks. *Advances in Manufacturing II, Vol. 1 – Solutions for Industry 4.0. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2019. P. 165–175.

23. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Demianenko M., Starynskyi O., Pitel J. The methodology of numerical simulations of separation process in SPR-separator. *CEUR Workshop Proceedings*. 2019. Vol. 2353. P. 822–832.

24. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Ivanov V., Demianenko M., Starynskyi O., Kuric I., Khukhryanskiy O. Improvement of parameters for the multi-functional oil-gas separator of “Heater-Treater” type. *2019 IEEE 6th International Conference on Industrial Engineering and Applications*. 2019. P. 66–71.

25. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Monkova K., Demianenko M., Starynskyi O. Numerical simulation of aeroelastic interaction between gas-liquid flow and deformable elements in modular separation devices. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. Springer, Lecture Notes in Mechanical Engineering*. 2020. P. 765–774.

26. Vakal V., Pavlenko I., Vakal S., Hurets L., Ochowiak M. Mathematical modeling of nutrient release from capsulated fertilizers. *Periodica Polytechnica Chemical Engineering*. 2020. Vol. (Online). P. 1–7, DOI: DOI: 10.3311/PPch.14100.

Scientific works, testifying the approbation of the dissertation materials:

27. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Usyk R. Y., Demianenko M. M. Modeling of the separation processes and development of the calculation methods for a three-phase separator. *Innovative Energy Technologies*: Materials of the 5th International Scientific and Practical Conference. Odesa, 2015. P. 241–245.

28. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Demyanenko M. M., Starynskyi O. E. Improving the reliability and increasing efficiency of multi-functional energy efficient three-phase separators of Heater-Treater type. *Machines, Equipment and Materials for Oil and Gas Production Increase and Delivery Diversification*: Materials of the International Scientific and Technical Conference. Ivano-Frankivsk, 2016. P. 137–142.

29. Liaposhchenko O., Nastenko O., Pavlenko I., Demianenko M. Mechanical design of multi-operated oil and gas separator of heater-treater type. *Applied Scientific and Technical Research*: Materials of the International Scientific and Practical Conference. Ivano-Frankivsk, 2017. P. 98.

30. Pavlenko I., Nastenko O. Modelling of the associated heat transfer under the inertia-filtering separation by the condensation. *Practical Aspects of Chemical Engineering (PAIC 2017)*. Poznan, 2017. P. 127–129.

31. Liaposhchenko O. O., Sklabinskyi V. I., Zavyalov V. L., Pavlenko I. V., Nastenko O. V., Demianenko M. M. Application of inertial gas-dynamic separation of gas-dispersed flows in curvilinear channels to increase the reliability of compressor equipment. *Hermetic Sealing, Vibration Reliability and Ecological Safety of Pump and Compressor Machinery «HERVICON+PUMPS-2017»*: Materials of the 15th International Scientific and Technical Conference. Sumy, 2017. P. 159–170.

32. Vashyst B. V., Pavlenko I. V. Phenomena of non-stationary oscillations in elements of centrifugal machines. *Applied Scientific and Technical Research*: Materials of the 2nd International Scientific and Practical Conference. Ivano-Frankivsk, 2018. P. 62.

33. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Demianenko M. M., Starynskyi O. Ye. Hydrodynamics simulation and forecasting the efficiency of

separation equipment oil stabilization unit of Gnidyntsy gas processing plant. *Machines, Equipment and Materials for Oil and Gas Production Increase: Proceedings of the 2nd International Scientific and Technical Conference*. Ivano-Frankivsk, 2018. P. 340–342.

34. Ostroha R., Yukhymenko M., Lytvynenko A., Bocko J., Pavlenko I. Granulation process of the organic suspension: fluidized bed temperature influence on the kinetics of the granule formation. *International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2018): Book of Abstracts*. Sumy, 2018. P. 114.

35. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Ivanov V. O., Demianenko M. M., Starynskyi O. Y. Development of the design and technological classification for modular separation devices. *Mechanical Engineering through the Eyes of Young People: Progressive Ideas – Science – Production: Materials of the 18th International and Practical Conference*. Kramatorsk, 2018. P. 120–122.

36. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Demianenko M. M., Starynskyi O. Y., Kovtun V. V., Golokhvost O. O. Application of methods of computational hydrodynamics to the design optimization of modular separation devices for multiphase separators. *Applied Scientific and Technical Research: Materials of the 3rd International Scientific and Practical Conference*. Ivano-Frankivsk, 2019. C. 132.

37. Merzliakov I., Pavlenko I., Chekh O., Sharapov S., Ivanov V. Mathematical modeling of operating process and technological features for designing the vortex type liquid-vapor jet apparatus. *2nd International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2019): Book of Abstracts*. Lutsk, 2019. P. 121.

38. Michalak M., Ochowiak M., Pavlenko I., Włodarczak S., Krupińska A. Bubble atomization of liquids with static mixing. *Practical Aspects of Chemical Engineering (PAIC 2019)*. Poznan, 2019. P. 87–88.

39. Krupinska A., Ochowiak M., Włodarczak S., Markowska M., Szulc T., Pavlenko I. Adiuwanty w zabiegach agrotechnicznych. *The 3rd National Seminar on Bioorganic, Organic Chemistry and Biomaterials*. Poznan, 2019. P. 211–213.

40. Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O., Sklabinskyi V. I., Ivanov V. O., Gusak O. G. Modeling of the main and secondary separation processes of heterogeneous systems. *Industrial Hydraulics and Pneumatics* : Materials of the 20th International and Technical Conference of the International Association of Specialists in Industrial Hydraulics and Pneumatics. Kyiv, 2019. P. 16–19.

Scientific works, which additionally reflect the scientific results of the dissertation:

41. Patent of Ukraine 102445. Method of capturing highly dispersed droplet liquid from the gas-liquid flow / O. O. Liaposhchenko, I. V. Pavlenko, O. V. Nastenکو, R. Y. Usyk, M. M. Demianenko. Sumy State University. № u201505124. Published on 26.10.2015.

42. Patent of Ukraine 111039. Method of capturing highly dispersed droplet liquid from the gas-liquid flow / O. O. Liaposhchenko, O. V. Nastenکو, I. V. Pavlenko, et al. Sumy State University. № u201605061. Published on 25.10.2016.

43. Patent of Ukraine 130464. Device for the separation of dispersed liquid from the gas flow / O. O. Liaposhchenko, I. V. Pavlenko, M. M. Demianenko, O. Y. Starynskyi, V. V. Kovtun. Sumy State University. № u201806182 . Published on 10.12.2018.

44. Computer program «Critical frequencies of the rotor» : Certificate of the Authorship № 59855, Ukraine / I. V. Pavlenko, V. I. Simonovskiy. Registered on 27.05.2015.

45. Computer program «Forced oscillations of the rotor» : Certificate of the Authorship № 61788, Ukraine / I. V. Pavlenko, V. I. Simonovskiy. Registered on 23.09.2015.

ЗМІСТ

	С.
ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ	22
ВСТУП	33
РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ ТЕОРЕТИЧНИХ ТА ПРАКТИЧНИХ ПРОБЛЕМ ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ, ТЕПЛОМАСООБМІННИХ І ВІБРАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ У ГЕТЕРОГЕННИХ СИСТЕМАХ	43
1.1. Особливості гідродинамічних процесів у сепараційному обладнанні	43
1.2. Ефекти, що супроводжують процес сепарації гетерогенних систем	63
1.3. Вторинні процеси у гетерогенних системах	72
1.4. Нестационарні гідромеханічні і масообмінні процеси у гетерогенних системах	78
1.5. Висновки до першого розділу, постановка задач дослідження	95
РОЗДІЛ 2. МЕТОДОЛОГІЯ НАУКОВИХ ДОСЛІДЖЕНЬ	97
2.1. Обґрунтування вибору напряму наукового дослідження	97
2.2. Комплексний науково-методологічний підхід до розв'язання задач теорії сепарації багатоконпонентних гетерогенних систем	105
2.3. Стратегія і планування числових моделювань та фізичних експериментів	113
2.4. Висновки до другого розділу	148
РОЗДІЛ 3. НАУКОВО-ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ ВІБРАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ СЕПАРАЦІЇ ГАЗОДИСПЕРСНИХ СИСТЕМ	149
3.1. Гідромеханічні процеси вібраційної сепарації	149
3.2. Гідроаеропружна взаємодія газодисперсного потоку з динамічними відбійними елементами	189
3.3. Нестационарний капілярний рух рідини при вібраційно-фільтруючій сепарації газорідних систем	200
3.4. Наукові основи теорії гратчастих структур	211
3.5. Висновки до третього розділу	222

РОЗДІЛ 4. РОЗВИТОК НАУКОВО-ТЕОРЕТИЧНИХ ОСНОВ	
ВІБРАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ ГРАНУЛЯЦІЇ ПЛАВІВ	227
4.1. Динаміка краплинної рідини у процесі віброгрануляції	227
4.2. Створення математичної моделі динаміки віброгранулятора	236
4.3. Вплив характеристик привода на надійність грануляційного обладнання	246
4.4. Теоретичні основи моделювання динамічного стану ротора обертового віброгранулятора	253
4.5. Висновки до четвертого розділу	256
РОЗДІЛ 5. НАУКОВІ ОСНОВИ СУПУТНИХ ПРОЦЕСІВ	
ПРИ СЕПАРАЦІЇ ГЕТЕРОГЕННИХ СИСТЕМ	257
5.1. Гідродинаміка вловленої рідини зі сполученим теплообміном	257
5.2. Визначення поверхні розділення фаз у сепараційних і тепломасообмінних процесах	273
5.3. Вторинне подрібнення крапель дисперсної фази	285
5.4. Висновки до п'ятого розділу	298
РОЗДІЛ 6. ІНТЕГРАЦІЯ НАУКОВО-ТЕОРЕТИЧНИХ ОСНОВ	
З ТЕОРІЯМИ НЕСТАЦІОНАРНИХ ГІДРОМЕХАНІЧНИХ І ТЕПЛОМАСООБМІННИХ ПРОЦЕСІВ ХІМІЧНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ	299
6.1. Уточнення математичних моделей процесу пневмокласифікації газодисперсних систем	299
6.2. Дослідження процесу вимивання поживних речовин з капсульованих мінеральних добрив	313
6.3. Дослідження дисперсного складу крапель аерозолі у процесі розпилення рідини з поверхнево-активними полімерними домішками	318
6.4. Висновки до шостого розділу	320
РОЗДІЛ 7. ПРАКТИЧНА РЕАЛІЗАЦІЯ РЕЗУЛЬТАТІВ	
ДИСЕРТАЦІЙНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ	321
7.1. Розроблення методики класифікації сепараційного обладнання за конструкторсько-технологічними ознаками	321

7.2. Розроблення нових енергоефективних пристроїв сепарації високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку	323
7.3. Визначення необхідної кількості блоків сепараційного пристрою за ефективністю вловлювання плівкової рідини	327
7.4. Узагальнена методика визначення ефективності гідромеханічних і тепломасообмінних процесів	330
7.5. Висновки до сьомого розділу	338
ВИСНОВКИ	339
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	344
ДОДАТКИ	405

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

- A, A_1 – амплітуда коливань, м;
- $\{A\}$ – вектор-стовпець амплітуд коливань; вектор-стовпець комплексних амплітуд;
- $A_{2,3,4}, A', a', B_{2,3,4}, B', b'$ – константи інтегрування, м/с;
- $A(\omega), A_0(\bar{\omega}), A_B(\bar{\omega})$ – амплітудні частотні характеристики, м;
- \bar{A}_B^{res} – безрозмірна амплітуда демпфованих коливань корзини на резонансі;
- A_i – амплітуда i -го вимірювання, м;
- a – безрозмірна амплітуда, м; амплітуда віброшвидкості, м/с; коефіцієнт температуропровідності, м²/с; прискорення, м/с²; оцінюваний параметр;
- a_0 – амплітуда коливань, м; коефіцієнт характеристичного рівняння;
- комплексна амплітуда коливань штока, м;
- $a_{11,12,21,22,3,41,42}, \bar{a}_i$ – коефіцієнти характеристичного рівняння;
- a_B – комплексна амплітуда коливань корзини, м;
- $a_{c1,s1,s2}$ – коефіцієнти основної гармоніки;
- a_{res} – безрозмірна амплітуда демпфованих коливань у резонансному режимі;
- $a_{x,y}$ – компоненти прискорення потоку, м/с²;
- a_∞ – асимптотичне наближення безрозмірної амплітуди демпфованих коливань після резонансу;
- B, B_p – ширина каналу, м;
- $[B]$ – матриця демпфування;
- $[\bar{B}]$ – уявна частина комплексної матриці динамічної жорсткості;
- B', b' – константи інтегрування;
- $[\Delta B]$ – матриця приєднаних коефіцієнтів демпфування;
- b – ширина, м;
- $b_{1,2}$ – коефіцієнти приєданого демпфування;
- b_L – коефіцієнт демпфування рідинного шару, Н·с/м;

C – константа; безрозмірний параметр; концентрація поживних речовин, кг/кг;

C^* – гранична концентрація, кг/кг;

$[C]$ – матриця жорсткості; матриця жорсткості підшипникової опори;

$[\bar{C}]$ – дійсна частина комплексної матриці динамічної жорсткості;

Ca – число капілярності;

C_B – безрозмірний критерій;

$Cr_{1,2,3,T}$ – безрозмірні критерії;

$[C]_{\Sigma}$ – загальна матриця жорсткості;

$\Delta C, \Delta c$ – зміна концентрації;

$[\Delta C]$ – матриця приєднаної жорсткості;

ΔC^* – гранична зміна концентрації, кг/кг;

ΔC_0 – початкова зміна концентрації поживних речовин, кг/кг;

c – швидкість звуку у газі, м/с; масова концентрація рідини, кг/м³; безрозмірний коефіцієнт; безрозмірна часова функція; функція Теодорсена; жорсткість підшипникової опори, Н/м;

c^*, c^* – гранична концентрація;

\bar{c} – постійний коефіцієнт;

$c_{1,2}$ – коефіцієнти приєднаної жорсткості; константи інтегрування;

c_B – коефіцієнт сили Бассе, с^{-1/2}; коефіцієнт жорсткості корзини, Н/м;

c_f – фракційний вміст;

c_L – коефіцієнт жорсткості рідинного шару, Н/м;

c_p – швидкість звуку у рідині, м/с; концентрація частинок тонкої фракції, кг/кг;

$c_{p\infty}$ – стаціонарна концентрація частинок тонкої фракції, кг/кг;

D – діаметр шийки струменя, м; гідравлічний діаметр, м; зовнішній діаметр валу, м;

$[D]$ – глобальна матриця динамічної жорсткості; субматриця жорсткості;

$[\bar{D}]$ – комплексна матриця динамічної жорсткості;

D_0 – характеристичний поліном;

- D_1 – залишкова дисперсія;
 D_2 – дисперсія повторюваності математичних очікувань;
 D_c – діаметр частинок грубої фракції, м;
 D_f – діаметр частинок тонкої фракції, м;
 D_p – коефіцієнт дифузії, м/с²;
 d – діаметр, м; діаметр основної краплі, м; умовний середній діаметр, м;
 внутрішній діаметр валу, м;
 d_p – діаметр частинок, м;
 d_{p0}, d_p^* – характерний діаметр частинок, м;
 d_s – діаметр основного сателіта, м;
 Δd – діаметр вторинних сателітів, м;
 E – модуль пружності першого роду, Н/м²;
 Eu – число Ейлера;
 Eu_G – число Ейлера для газу;
 Eu_L – число Ейлера для рідини;
 F – критерій Фішера;
 $\{F\}$ – вектор-стовпець узагальнених сил; вектор-стовпець зовнішньої дії;
 $\{\bar{F}\}$ – вектор-стовпець питомої зовнішньої дії;
 F_0 – амплітуда вібраційного впливу, Н;
 F_A – сила Архімеда, Н;
 F_B – сила Бассе, Н;
 $F_{f, r, res}$ – сила опору, Н;
 F_p – сила гідростатичного тиску, Н;
 F_v – вібраційна сила, Н;
 F_y – об'ємна сила, Н;
 F_σ – сила поверхневого натягу, Н;
 $\{\delta F\}$ – вектор-стовпець варіацій зовнішнього впливу;
 f – знак функції; функція форми, м; частота, Гц; частота вимивання поживних речовин, 1/с;
 f_0 – питома амплітуда вібраційного впливу, м/с²;

- f_B – питома сила Бассе, м/с^2 ;
 f_{B_x, B_y} – компоненти питомої сили Бассе, м/с^2 ;
 δf_0 – амплітуда питомої зовнішньої моногармонічної дії, м/с^2 ;
 G – сила тяжіння, Н;
 $G_{1,2,3}$ – масові витрати речовини, кг/с ;
 g – прискорення вільного падіння, м/с^2 ;
 I – момент інерції поперечного перерізу, м^4 ;
 I_g – гіроскопічний момент інерції, $\text{кг}\cdot\text{м}^2$;
 i – номер експериментальної точки (вимірювання); уявна одиниця; номер блока сепараційного пристрою;
 i_0 – спеціальна функція;
 $i_{c,s}$ – допоміжні функції, $\text{с}^{3/2}$;
 j – номер серії експериментів; номер шару ґратчастої структури; номер елемента сепараційного пристрою;
 H – ширина, м; висота, м; функція Хевісайда;
 H^* – висота подвійного зменшення швидкості, м;
 Ho – число гомохронності;
 h – характерний розмір, м; висота підйому рідини, м; товщина, м;
 h_∞ – висота капілярного підйому рідини, м;
 \vec{J} – дифузійний потік, $\text{кг}/(\text{м}^3\cdot\text{с}^2)$;
 K – коефіцієнт унесення, $1/\text{с}$;
 $[K]$ – глобальна матриця статичної жорсткості;
 K' – степеневий фактор;
 k – поправочний коефіцієнт; номер вимірювання; номер перерізу;
 коефіцієнт капілярного підйому рідини, $1/\text{с}$; коефіцієнт проникнення;
 інтенсивність розчинення, $1/\text{с}$;
 k_c – емпіричний коефіцієнт;
 k_g – коефіцієнт гіроскопічного моменту інерції;
 L – довжина, м; довжини хвилі, м; функція Лагранжа, Дж;
 $L_{1,2,I,II}$ – довжини хвиль, м;

- $L_{1/4}$ – чверть довжини хвилі, м;
 L_s – довжина вловлювання, м;
 L_T – довжина пульсаційного зсуву частинки, м;
 l – довжина, м; кількість параметрів теоретичної залежності;
 M – сумарна кількість речовини у останньому шарі;
 $[M]$ – глобальна матриця інерції;
 M_j – сумарна кількість речовини у шарі;
 \tilde{M}_j – експериментальне значення кількості речовини у шарі;
 M_G – масові витрати газу, кг/с;
 $[\Delta M]$ – матриця приєднаних коефіцієнтів інерції;
 δM – варіація згинального моменту, Н·м;
 δM_θ – узагальнений момент парціальної системи, Н·м;
 m – маса, кг; загальна кількість вимірювань; загальна кількість параметрів, що впливають на ефективність процесу; безрозмірний емпіричний параметр;
 m_0 – маса штока, кг;
 m_B – маса корзини, кг;
 $m_{i,j}^{<c>}$ – кількість речовини, що заповнює комірку;
 \bar{m}_j – безрозмірна кількість речовини у пакеті;
 m_p – маса частинки, кг;
 N – кількість експериментальних точок; загальна кількість вимірювань; кількість циклів вимивання поживних речовин; кількість шарів ґратчастої структури; кількість секцій (блоків) сепараційного пристрою; кількість перерізів;
 n – кількість експериментальних точок (вимірювань); кількість повторів вимірювання; показник степеня; коефіцієнт згасання коливань, 1/с; кількість комірок шару ґратчастої структури; кількість елементів сепараційного пристрою; безрозмірна довжина хвилі; показник степеня коефіцієнта гідравлічних втрат на тертя;
 n_L – коефіцієнт згасання коливань у рідинному шарі, 1/с;
 p – тиск, Па; кількість груп параметрів;
 p_{av} – середній тиск, Па;

- p_0^n, p_s^n – проекції тиску, Па;
 p_s – осереднений гідростатичний тиск, Па;
 p_v – осереднений гідродинамічний тиск, Па;
 p_∞ – постійна інтегрування, Па;
 Δp – перепад тиску, Па;
 $Q_{0,B}$ – узагальнені сили, Н;
 q_0 – питомі витрати, м²/с;
 Δq – питомі вібраційні витрати, м²/с;
 Δq_a – амплітуда питомих вібраційних витрат, м²/с;
 R – радіус, м; радіальна сила, Н; функція похибки;
 $\bar{R}, R_{A,L,S,T1,T2}$ – функції похибки;
 Re – число Рейнольдса;
 Re_G – число Рейнольдса для газу;
 Re_L – число Рейнольдса для рідини;
 Re_r – число Рейнольдса для відносного руху;
 r – радіальна координата, м;
 $\bar{r}_{*,**}$ – характерні безрозмірні радіальні координати;
 $\bar{r}_{**}^{<i>$ – корені трансцендентного рівняння;
 Δr – приріст радіальної координати, м;
 S – площа поперечного перерізу, м²;
 $\{S\}$ – субвектор-стовпець жорсткості;
 Sh – число Струхалія;
 SMD – діаметр за Саутером, м;
 s – номер шару;
 T – період коливань, с; час вимивання поживних речовин, с; кінетична енергія, Дж;
 $T_{0,95}$ – час 95 % вимивання поживних речовин, с;
 $T_{1,2}$ – періоди суб- і супергармонік, с;
 T_s – час вловлювання, с;
 t – час, с;

- t' – змінний часовий параметр, с;
 t_0 – граничний час, с;
 t_g – час осадження, с;
 t_w – час вловлювання, с;
 $\{U\}$ – вектор-стовпець загальних вузлових переміщень;
 U', V' – компоненти пульсацій швидкості, м/с;
 $\{U\}_0$ – вектор-стовпець статичних переміщень;
 $U_{X,Z}$ – компоненти швидкості частинки дисперсної фази, м/с;
 $\{\delta U\}$ – вектор-стовпець нестационарних переміщень;
 u, v – компоненти швидкості потоку, м/с;
 \bar{u}, \bar{v} – компоненти середньої швидкості потоку, м/с;
 u_{div} – критична швидкість дивергенції, м/с;
 u_r – відносна швидкість, м/с; радіальна швидкість, м/с;
 u_p, v_p – компоненти швидкості частинки, м/с;
 u'_p, v'_p – компоненти пульсаційної швидкості частинки, м/с;
 δu – амплітуда безрозмірного вібропереміщення;
 V – швидкість, м/с; активний об'єм, м³;
 V_p – об'єм частинки, м³;
 v – швидкість потоку, м/с; швидкість вимивання, м/с;
 v_H – швидкість частинки при досягненні стінки, м/с;
 v_p – швидкість частинок, м/с;
 v_r – радіальна швидкість, м/с;
 v_z – осьова швидкість, м/с;
 We – число Вебера;
 W_X – горизонтальна компонента швидкості газового потоку, м/с;
 W_Z – вертикальна компонента швидкості газового потоку, м/с;
 w – середня швидкість, м/с; вертикальна швидкість потоку, м/с;
 X – горизонтальна координата, м;
 $\{X\}$ – вектор-стовпець оцінюваних параметрів;
 $\Delta X_T, \Delta Y_T$ – компоненти переміщення частинки, м;

x, y, z – координати, м;
 \hat{x}, \hat{y} – безрозмірні параметри;
 x_0 – вертикальне (осьове) переміщення резонатора, м;
 x_a – вібропереміщення, м;
 x_B – вертикальне переміщення днища корзини, м;
 x_k – параметр, що впливає на ефективність процесу;
 x_p, y_p – координати частинки, м;
 x_p^r, y_p^r – відносні координати частинки, м;
 Δx – крок зміни параметра;
 $\{Y\}$ – субвектор-стовпець шуканих параметрів;
 Y_0 – допоміжний параметр;
 δY – варіація поперечної сили, Н;
 δY_θ – узагальнена сила парціальної системи, Н;
 y – вимірювана величина; просторова координата, м; радіальне переміщення осі валу, м; кількісний параметр ефективності процесу;
 y_0 – координата зони вібраційного впливу, м;
 y_0^b – координата пристінкової зони, м;
 y_i^e – експериментальне значення вимірюваної величини;
 y_j – теоретичне значення вимірюваної величини;
 δy – поперечне переміщення, м;
 Z – вертикальна координата, м;
 z – осьова координата, м; вертикальна координата, м;
 z_0 – висота розміщення резонатора, м;
 z_0^* – висота віброзваженого шару, м;
 Δz – приріст осьової координати, м;
 α – константа; допоміжний коефіцієнт; оцінюваний коефіцієнт; емпіричний коефіцієнт вимивання поживних речовин; відношення мас корзини і штока; кут конусності, рад; безрозмірна рівноважна концентрація; коефіцієнт тепловіддачі, Вт/(м²·К);

β – фактор інерції, 1/с; безрозмірний параметр вимивання поживних речовин; оцінюваний показник степеня;

$\{\bar{\beta}\}$ – вектор-стовпець оцінюваних показників степеня;

γ – фактор густини;

γ_w – коефіцієнт зсуву;

δ – товщина, м; відносна похибка;

δ_{xi}, δ_y – відносна похибка вимірюваної величини;

δ_y – сумарна відносна похибка оцінювання ефективності процесу;

δ_{y1} – відносна похибка вимірювального приладу;

δ_{y2} – відносна похибка методу вимірювання;

δ_{y3} – відносна випадкова похибка;

ε – порозність пористого тіла; функція неоднорідності;

ζ – коефіцієнт гідравлічного опору;

ζ_0 – коефіцієнт місцевих втрат;

η – безрозмірна поперечна координата; безрозмірний параметр; коефіцієнт ефективності;

η_0 – ефективність одного блоку сепараційного пристрою;

η_f – фракційна ефективність;

η_g – ступінь обтікання частинок;

η_p – ступінь захоплення частинок;

η_t – ефективність вібраційного впливу;

η_{v0} – параметр вібраційного впливу;

θ – часовий параметр інтегрування, с; кут нахилу, рад; кут змочування, рад;

$\delta\theta$ – кут повороту поперечного перерізу, рад;

$\kappa_{1, 2, 3}$ – безрозмірні параметри;

A – функція проникності;

A_e – експериментально визначена функція проникності;

λ – хвильовий параметр, 1/м; корінь характеристичного рівняння; коефіцієнт гідравлічних втрат на тертя; коефіцієнт проникності; безрозмірний

параметр вловлювання краплинної рідини; коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К);

$\bar{\lambda}$ – осереднений коефіцієнт проникності; модифікований коефіцієнт тертя;

$\lambda_{1,2}$ – додаткові хвильові параметри, 1/м;

λ_j – дискретний коефіцієнт проникності шару;

μ, μ_a – динамічна в'язкість середовища, Па·с;

μ_B – відношення мас рідини і корзини;

μ_G – динамічна в'язкість газу, Па·с;

ν – кінематична в'язкість рідини, м²/с;

ξ – безрозмірна поздовжня координата; безрозмірна глибина проникнення;

Π – периметр змоченої поверхні, м; потенціальна енергія, Дж;

ρ – густина середовища, кг/м³;

ρ_a – густина повітря, кг/м³;

ρ_L – густина рідини, кг/м³;

ρ_m – густина суміші, кг/м³;

ρ_p – густина частинок, кг/м³;

$\Sigma_{1,2}$ – границі поверхні, м²;

σ – коефіцієнт поверхневого натягу, Н/м;

σ_L – середньоквадратичне відхилення довжини вловлювання, м;

τ – змінний часовий параметр, с; час релаксації, с; безрозмірна координата;

τ_0 – безрозмірний граничний час;

τ_w – дотичне напруження, Па;

Φ – дисипативна функція, Дж;

φ – фаза коливань, рад; фактор отвору; об'ємна концентрація, м³/м³; часова функція;

$\varphi_{2,3,4}, \varphi'$ – зсуви фаз, рад;

ψ – логарифмічний коефіцієнт; безрозмірна фазова функція;

ψ_i – вагові функції;

Ω – критична частота, рад/с;

ω – частота, рад/с;

$\bar{\omega}^*$ – безрозмірна частота антирезонансу, рад/с;

ω_0 – власна частота, рад/с; частота основної гармоніки, рад/с; характерна частота, рад/с

$\omega_{1,2}$ – критичні частоти, рад/с; частоти суб- і супергармонік, рад/с;

ω_τ – індекс інерції, 1/с;

ω_B – парціальна частота корзини, рад/с;

ω_L – парціальна частота рідинного шару, рад/с;

« $\dot{\quad}$ », « $\ddot{\quad}$ » – позначення похідних за часом;

« $\bar{\quad}$ » – позначення безрозмірного аналога величини;

« ${}_0$ », « $\langle 0 \rangle$ » – позначення початкового значення величини;

« av », « $_{av}$ » – позначення середнього значення величини;

« cr », « $_{cr}$ », « кр », « $_{кр}$ » – позначення критичного (граничного)

значення величини;

« $_e$ » – індекс скінченного елемента;

« $_{i,j}$ », « $_{i}^{\langle j \rangle}$ » – індекс комірки; індекс вузла скінченного елемента;

« $_i$ », « $\langle i \rangle$ », « $_k$ », « $\langle k \rangle$ » – індекс номера величини;

« max », « $_{max}$ » – позначення максимального значення величини;

« min » – позначення мінімального значення величини.

ВСТУП

Актуальність теми. Розвиток виробництва в галузі хімічної технології відбувається за рахунок використання енергоємного обладнання, в якому інтенсифікація основних технологічних процесів здійснюється шляхом застосування вібраційного впливу. Накладені вібрації використовуються для підвищення ефективності технологічних процесів у машинах і апаратах хімічної промисловості, а також для організації керованої дії на масообмінні процеси (екстракції, розчинення, сорбції тощо). Водночас теоретичні дослідження ефектів, пов'язаних із впливом накладених вібрацій на процеси сепарації газокраплинних систем, грануляції плавів, пневмокласифікації механічних сумішей, є недостатньо вивченими з точок зору як дослідження механізмів впливу вібрацій на технологічний процес, так і визначення поверхні розділення фаз. Існуючі математичні моделі не враховують фазового стану та ймовірнісного розподілу частинок дисперсної фази за розмірами.

Проектування апаратів хімічної технології, призначених для розділення гетерогенних систем у сепараційних і класифікаційних пристроях, забезпечення монодисперсного складу отримуваної сировини у віброгрануляторах передбачають визначення гідродинамічних характеристик потоків. На інтенсивність основних гідромеханічних і тепломасообмінних процесів істотно впливають також вторинні процеси (вторинне подрібнення крапель дисперсної фази, хвилеутворення і бризковинесення, осадження, контактування з основною фазою тощо), що відбуваються на нерозрахункових режимах роботи обладнання або на виході з апарата. Водночас існуючі моделі подрібнення краплинної рідини, що спираються переважно на критеріальні рівняння, не дозволяють визначати характеристики подрібнення залежно від параметрів вібраційного впливу. Невирішеною також є зв'язана задача про стікання плівки вловленої рідини в сепараційному каналі під час її взаємодії з газокраплинним потоком із конвективним теплообміном на охолоджуваних поверхнях. Потребують подальшого розвитку математичні моделі руху рідини в елементах сепараційних

пристроїв й апаратів випарного охолодження, які б урахували нестационарний характер і пояснювали вплив накладених вібрацій для інтенсифікації процесів фільтрації та відведення вловленої краплинної рідини із сепараційного каналу. Також потребують подальшого розвитку науково-теоретичні основи дослідження процесу передавання енергії між елементами віброгранулятора, що вимагає створення математичної моделі, яка б урахувала динамічні характеристики рідинного шару.

Таким чином, існує необхідність у розробленні науково-теоретичних основ вібраційних процесів у гетерогенних системах, що потребує проведення ґрунтовних наукових досліджень, які сприятимуть удосконаленню існуючих і створенню нових високоефективних вібраційних технологій для хімічної промисловості.

Дослідження впливу вібрацій на гідромеханічні та тепломасообмінні процеси в гетерогенних системах відносять до фундаментальних проблем гідромеханіки і теоретичних основ процесів тепломасопередачі, оскільки дозволяють на їх основі вирішити ряд інших науково-технічних завдань, які є актуальними під час моделювання процесів та проектування обладнання хімічної технології.

У зв'язку з вищезазначеним тема дисертаційної роботи є актуальною, має важливе наукове та практичне значення, оскільки спрямована на розв'язання актуальної науково-прикладної проблеми, пов'язаної зі створенням науково-теоретичних основ вібраційних процесів сепарації газокраплинних систем і віброгрануляції плавів, а також гідромеханічних процесів фільтрації та пневмокласифікації.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Тематика дисертаційної роботи відповідає Переліку пріоритетних тематичних напрямів наукових досліджень і науково-технічних розробок на період до 2020 року, затвердженого Постановою Кабінету Міністрів України № 942 від 07.09.2019 р., Положенням Державної цільової економічної програми енергоефективності і розвитку сфери виробництва енергоносіїв з відновлюваних джерел енергії та

альтернативних видів палива на 2010–2020 рр., затвердженої Постановою Кабінету Міністрів України № 243 від 01.03.2010 р., а також пріоритетним напрямом розвитку науки і техніки в Україні відповідно до пп. 1, 3, 6 ст. 3 Закону України «Про пріоритетні напрями розвитку науки і техніки» і стратегічним пріоритетним напрямом інноваційної діяльності в Україні на період 2011–2021 рр.

Дисертаційна робота виконана на факультеті технічних систем та енергоефективних технологій Сумського державного університету відповідно до плану держбюджетних науково-дослідних робіт, пов'язаних із темами «Гідродинамічні показники двофазних потоків тепломасообмінного, грануляційного та сепараційного обладнання» (номер держреєстрації 0115U002551), «Розробка та впровадження енергоефективних модульних сепараційних пристроїв для нафтогазового та очисного обладнання» (номер держреєстрації 0117U003931), «Створення нових гранульованих матеріалів для ядерного палива та каталізаторів в активному гідродинамічному середовищі» (номер держреєстрації 0120U102036) згідно з науково-технічною програмою Міністерства освіти і науки України; у рамках госпдоговірних науково-дослідних робіт Сумського державного університету «Розробка підігрівача-деемульсатора типу «HEATER–TREATER» установки підготовки нафти» (№ 51.18-04.15.СП; замовник – ПАТ «Укрхімпроект», м. Суми), «Теоретичні основи процесів стиснення, теплообміну і сепарації в поршневіх компресорних машинах і установках» (№ 51.18-20196.СП/03; замовник – ТОВ «Пром-Енерго Продукт», м. Харків); у рамках індивідуального міжнародного гранту «Identification of Parameters for Technological Equipment using Artificial Neural Networks» (01.02–30.04.2018 р., Національна програма Словацької Республіки, Технічний університет м. Кошице, м. Прешов, Словаччина).

Мета і завдання дослідження. Метою дисертаційної роботи є розроблення науково-теоретичних основ вібраційних процесів у гетерогенних системах, підвищення ефективності розділення гетерогенних систем та отримання монодисперсного краплинного середовища шляхом інтенсифікації та

вдосконалення процесів у вібросепараторах, пневмокласифікаторах і віброгрануляторах.

Для досягнення поставленої мети в дисертаційній роботі необхідно вирішити **такі завдання**:

– провести аналіз та узагальнення теоретичного опису гідродинамічних процесів з урахуванням впливу вібрацій на структуру гетерогенних систем у сепараційному, класифікаційному і грануляційному обладнанні з метою підвищення їх ефективності та обґрунтувати напрям наукових досліджень;

– забезпечити науково-теоретичне обґрунтування процесів вібраційної сепарації, пневмокласифікації газодисперсних потоків і віброгрануляції плавів, а також теоретично обґрунтувати фізичні процеси, зокрема вибіркової сепарації та віброакустичної коагуляції, для практичної реалізації можливостей інтенсифікації гідромеханічних процесів хімічної технології за рахунок накладання коливань;

– створити концептуальні основи теорії гідроаеропружної взаємодії газокраплинного потоку з деформівними елементами сепараційних пристроїв;

– розробити математичну модель вторинного подрібнення краплинної рідини під дією вібраційного впливу;

– уточнити математичну модель визначення питомої поверхні контакту фаз у процесі сепарації двофазних систем;

– розробити науково-теоретичні основи дослідження процесу стікання плівки вловленої рідини в каналі сепараційного пристрою під час її взаємодії з газокраплинним потоком зі сполученим конвективним теплообміном на охолоджуваних поверхнях контактних елементів;

– удосконалити математичну модель нестационарного капілярного підйому рідини з метою обґрунтування можливості застосування накладених вібрацій для інтенсифікації процесу фільтрації та відведення вловленої краплинної рідини із сепараційного каналу;

– створити теоретичні основи оцінювання параметрів процесів сепарації та пневмокласифікації газодисперсних систем;

– створити математичну модель процесу передавання енергії від механічного збудника коливань до плавучої рідини у вібраційному грануляторі та розробити методику оцінювання параметрів процесу, а також дослідити механізм вібраційного впливу на рідину та струмені рідини в процесі віброгрануляції та встановити взаємозв'язок між вібраційними характеристиками і дисперсним складом отримуваних крапель (гранул);

– розробити та впровадити енергоефективні модульні сепараційні пристрої, що реалізують вібраційно-фільтрувальний принцип розділення, і апарати для пневмокласифікації аеродисперсних систем та розширити сфери застосування запропонованих науково-теоретичних і практичних підходів.

Об'єкт дослідження – процеси вібраційно-фільтрувальної сепарації зі сполученим тепломасообміном, пневмокласифікації газодисперсних систем і віброгрануляції плавів.

Предмет дослідження – гідродинаміка і тепломасообмін у пристроях із накладанням коливань на структуру дисперсних потоків у процесі сепарації із супутньою фільтрацією і сполученим конвективним теплообміном на охолоджуваних поверхнях та в процесі подрібнення струменів плавучої рідини для отримання однорідного дисперсного потоку крапель (гранул).

Методи досліджень. На емпіричному рівні наукових досліджень застосовували методи проведення фізичних експериментів (експериментальної гідромеханіки, прямого спостереження, оптичного мікрофотографування з подальшим програмним обробленням із застосуванням методу «Particle Image Velocimetry» і програмного продукту MatLab) та чисельного моделювання (скінченноелементний аналіз і методи обчислювальної гідродинаміки в програмному комплексі ANSYS з подальшим обробленням у системі комп'ютерної алгебри MathCAD). Математичні моделі вібраційних процесів у гетерогенних системах на теоретичному рівні досліджували на основі методів розв'язання алгебраїчних і диференціальних рівнянь та їх систем (послідовних наближень, розділення змінних Фур'є, комплексних амплітуд, гармонічної лінеаризації, перетворення Лапласа, нескінченних степеневих рядів,

Рунге – Кутти та Булірша – Штера). Аналіз одержаних закономірностей здійснювали із застосуванням методів математичного аналізу. Оцінювання параметрів математичних моделей за результатами чисельних та експериментальних досліджень виконували за допомогою квазілінійного регресійного аналізу із застосуванням методів Монте Карло, найменших квадратів, простих ітерацій та штучних нейронних мереж.

Наукова новизна одержаних результатів.

Вперше:

1. Створено науково-теоретичні основи ідентифікації (оцінювання) параметрів моделі нестационарного руху рідини в каналі з вібрувальною стінкою на основі математичної моделі гідроаеропружної взаємодії газодисперсного потоку з динамічними відбійними елементами із застосуванням квазілінійного регресійного аналізу та засобів штучного інтелекту, зокрема штучних нейронних мереж.

2. Створено науково-теоретичні основи дослідження процесу стікання плівки вловленої рідини в сепараційному каналі під час її взаємодії з газокраплинним потоком зі сполученим конвективним теплообміном на охолоджуваних поверхнях контактних елементів. У результаті одержане поле температурного градієнта за товщиною плівки залежно від чисел Нуссельта, Прандтля і Рейнольдса.

3. Теоретично обґрунтоване числове значення критичного числа Вебера в діапазоні, прогнозованому попередніми дослідниками, на основі створеної математичної моделі вторинного подрібнення краплинної рідини та одержаного аналітичного виразу для часу подрібнення.

4. Створено наукові основи теорії гратчастих структур на основі дискретної та квазіконтинуальної імовірнісних моделей, що дозволяє досліджувати процес відведення краплинної рідини з фільтрувальних елементів сепараційних пристроїв і визначати розподіл концентрації рідини за товщиною фільтрувального шару.

Удосконалено:

5. Математичну модель визначення поверхні контакту фаз у процесах сепарації, грануляції розпилюванням і тепломасообміну, що враховує фазовий стан та імовірнісний розподіл частинок дисперсної фази за розмірами.

6. Математичну модель процесу передавання енергії від механічного збудника коливань (актуатора) до плаву рідини у віброгрануляторі, що враховує пружно-демпфувальні характеристики рідинного шару, а також розвинено науковий підхід до вибору механічного привода обертового віброгранулятора шляхом дослідження вібраційного впливу на розпад струменів рідини з отриманням монодисперсних крапель та подальшим формуванням гранул.

Набули подальшого розвитку:

7. Математичні моделі процесу вібраційного впливу на гідромеханічні процеси сепарації газодисперсних систем в апаратах, в яких поєднані принципи одночасної взаємодії вібраційних і фільтрувальних елементів.

8. Математична модель механізму та процесу подрібнення краплинної рідини. У результаті встановлено граничні значення характеристик вібраційного впливу на дисперсний склад крапель при грануляції плаву.

9. Математичні моделі нестационарного руху газодисперсного потоку в пневматичному класифікаторі, а також розподілу концентрації частинок сипкого матеріалу у виділеному об'ємі зваженого шару, що дозволило вдосконалити теорію пневмокласифікації газодисперсних систем шляхом одержання полів швидкостей і траєкторій основної та дисперсної фаз, а також створити теоретичні основи оцінювання параметрів гідромеханічних процесів за даними експериментальних досліджень.

10. Методи теоретичних та експериментальних досліджень процесів грануляції органічних суспензій, вимивання поживних речовин із капсульованих мінеральних добрив та розпилення рідини з поверхнево-активними полімерними домішками на основі поширення закономірностей, одержаних у результаті розгляду процесів хімічної технології в гетерогенних системах.

Практичне значення одержаних результатів. Створено методологію проектування апаратів хімічної технології на основі комплексного застосування методів аналітичної та обчислювальної механіки рідини і газу, засобів штучного інтелекту та теорії ідентифікації параметрів. На основі розробленої теорії запропоновано нові енергоефективні модульні сепараційні пристрої для вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку, що реалізують вібраційно-фільтрувальний принцип розділення, захищені патентами України на корисну модель (№ 102445, № 111039, № 130464), принцип роботи яких ґрунтується на аеропружній взаємодії газодисперсного потоку з деформівними функціональними елементами пристрою, що забезпечує автоматичну зміну опору сепараційного елемента і сприяє збільшенню розмірів краплинної рідини за рахунок коагуляції/коалесценції та осадженню з подальшим відведенням із сепараційного каналу. Запропоновано узагальнені методики розрахунку вібраційно-фільтрувальних сепараційних блочно-модульних пристроїв та оцінювання критичних швидкостей газорідинного потоку і відповідних частот флатера відбійних елементів динамічних сепараційних пристроїв. Створено методику розрахунку ефективності сепараційних пристроїв на основі моделювання стікання плівки вловленої рідини на поверхні відбійних елементів під час її взаємодії з газорідинним потоком з урахуванням супутнього конвективного теплообміну при сепарації з конденсацією на охолоджуваних поверхнях розділення газорідинної суміші. Запропоновано методику визначення ефективності фільтрації на основі моделі нестационарного капілярного руху рідини та із застосуванням методів обчислювальної гідромеханіки і оцінювання параметрів. Створено методику розрахунку апаратів для пневмокласифікації аеродисперсних систем з урахуванням нерівномірного розподілу концентрації частинок сипкого матеріалу у виділеному об'ємі зваженого шару. Вдосконалено методику визначення поверхні контакту фаз у процесах сепарації, грануляції розпилюванням і тепломасообміну. Запропоновано застосування накладених вібрацій для інтенсифікації процесу фільтрації та відведення вловленої

краплинної рідини із сепараційного каналу. Створено методику оцінювання жорсткісних та демпфувальних характеристик взаємодії між елементами віброгранулятора. Запропоновано нові, перспективні шляхи застосування накладених вібрацій на робочі процеси в машинах і апаратах хімічної технології. Удосконалено способи та пристрої сепарації краплинної рідини з газорідного потоку і розроблено методику визначення необхідної кількості блоків сепараційного пристрою за ефективністю вловлювання плівкової рідини, а також узагальнену методику визначення ефективності гідромеханічних і тепломасообмінних процесів.

Одержані результати дисертаційного дослідження стали науковою основою розроблення нових та удосконалення існуючих технологій промислового видобутку, підготовки до транспортування та переробки нафти і газу, які передані для впровадження у виробничу діяльність ТОВ «Пром-Енерго Продукт» (акт впровадження від 15.11.2019 р.).

Наукові та практичні результати дисертаційної роботи впроваджено у навчальний процес Сумського державного університету під час підготовки студентів до участі у Всеукраїнських конкурсах студентських наукових робіт у галузі «Нафтова та газова промисловість» (акт впровадження від 21.12.2015 р.) і проведення навчального тренінгу для керівного складу та провідних фахівців з нафтогазових технологій ПрАТ «Смарт-Холдинг», групи «Smart Energy», ТОВ «Пром-Енерго Продукт» і ПрАТ «Укргазвидобуток» (акт впровадження від 12.12.2019 р.).

Особистий внесок здобувача полягає в критичному аналізуванні стану наукової проблеми, обґрунтуванні основної ідеї та формулюванні теми дисертаційного дослідження, розробленні основних наукових положень, програм і методик фізичних та математичних моделювань, узагальненні одержаних достовірних наукових результатів і формулюванні висновків, розробленні науково обґрунтованих практичних рекомендацій та алгоритмів чисельного розрахунку, а також в упровадженні результатів дисертаційного

дослідження. Внесок автора в працях, опублікованих у співавторстві, наведений у списку праць за темою дисертації (додаток А).

Апробація результатів досліджень. Основні наукові положення і результати дисертаційної роботи доповідалися та обговорювалися на міжнародних наукових конференціях, симпозіумах і семінарах: «Інноваційні енерготехнології» (м. Одеса, 07–11.09.2015 р.); «Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку та диверсифікації постачання нафти і газу» (м. Івано-Франківськ, 16–20.05.2016 р.); «Прикладні науково-технічні дослідження» (м. Івано-Франківськ, 05–07.04.2017 р., 03–05.04.2018 р., 03–05.04.2019 р.); «Praktyczne Aspekty Inżynierii Chemicznej» (м. Познань, 23.06.2017 р., 16–17.09.2019 р.); «Герметичність, вібронадійність і екологічна безпека насосного і компресорного обладнання» (м. Суми, 05–08.09.2017 р.); «Machines, Equipment and Materials for Oil and Gas Production Increase» (м. Івано-Франківськ, 24–27.04.2018 р.); «International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange» (м. Суми, 12–15.06.2018 р.; м. Луцьк, 11–14.06.2019 р.); «Машинобудування очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво» (м. Краматорськ, 31.10–02.11.2018 р.); «Промислова гідравліка і пневматика» (м. Київ, 22–25.10.2019 р.); «Ogólnopolskie Seminarium Chemii Bioorganicznej, Organicznej i Biomateriałów» (м. Познань, 07.12.2019 р.).

Публікації. Результати дисертаційної роботи опубліковано в 45 наукових працях, з яких 2 монографії; 24 статті, зокрема, 7 статей у наукових фахових виданнях із переліку МОН України, 17 статей у виданнях, що індексуються міжнародними наукометричними базами Scopus та/або Web of Science Core Collection; 14 публікацій у матеріалах та працях міжнародних конференцій; 3 патенти України на корисну модель; 2 авторські свідоцтва.

Структура та обсяг роботи. Дисертаційна робота складається з анотації, вступу, 7 розділів, висновків, списку використаних джерел і додатків. Загальний обсяг роботи становить 476 сторінок, з яких основного тексту – 311 сторінок. Дисертаційна робота містить 2 таблиці, 47 рисунків, 616 найменувань списку використаних джерел на 61 сторінці та 26 додатків на 72 сторінках.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ ТЕОРЕТИЧНИХ ТА ПРАКТИЧНИХ ПРОБЛЕМ ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ, ТЕПЛОМАСООБМІННИХ І ВІБРАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ У ГЕТЕРОГЕННИХ СИСТЕМАХ

1.1 Особливості гідродинамічних процесів у сепараційному обладнанні

1.1.1 Дослідження гідродинаміки гетерогенних систем

Оптимізаційне проектування пристроїв для розділення багатокомпонентних гетерогенних систем є неможливим без визначення гідродинамічних характеристик потоку. При цьому, поряд з основним процесом сепарації, суттєвий вплив на ефективність розділення чинять вторинні процеси, зокрема, вторинне подрібнення крапель дисперсної фази, вторинне бризковинесення, вторинне осадження, вторинне контактування з основною фазою тощо. Ці процеси також мають місце на виході з апаратів а також виникають на непроектних режимах роботи. У зв'язку із вищезазначеним, дослідження вторинних процесів сепарації у тісній їх взаємодії з основним процесом становить важливу наукову проблему для галузі хімічної технології та інженерії.

Під час розгляду гідродинамічних особливостей руху турбулізованого газодисперсного потоку мають бути проаналізовані основні гіпотези і спрощення стосовно параметрів дисперсності, форми і характеру обтікання та вловлювання краплинної рідини газовим потоком, моделей гідродинамічного опору, ступеня стисненості газодисперсного потоку тощо. Такий комплекс наукових заходів спрямований на уточнення фізичної і математичної моделей руху дисперсної фази у турбулентному газовому потоці.

Зокрема, на підставі розв'язання системи диференціальних рівнянь, запропонованих Бассе, Буссінеском і Озееном, узагальнених Ченом для нерівномірного руху потоку з поправкою Корсіна–Ламлі, можна встановити

залежності ступенів обтікання і втягнення дисперсної фази газовим потоком від діаметру крапель. Отримані закономірності мають підтверджуватись формулами Брандта–Фройнда–Хідемана, отриманими на основі дослідження віброакустичного впливу на турбулізований потік.

Також слід додатково провести дослідження гідродинамічних особливостей комплексної взаємодії турбулентних пульсацій і вібруючої стінки каналу з метою отримання безрозмірних критеріїв, які визначають форму траєкторій дисперсних частинок. Крім того, необхідним є виявлення характеристик турбулентної міграції дисперсної фази і встановити параметри відповідного покрокового руху краплинної рідини у напрямку від вібруючої стінки до нерухомої.

Одним з найважливіших аспектів розвитку сепараційного обладнання є забезпечення ефективного відведення вловленої плівкової рідини без вторинного подрібнення, бризковинесення і хвилеутворення. У зв'язку із цим необхідно розробити уточнену математичну модель стікання плівки краплинної рідини у тривимірній постановці з метою отримання виразів для визначення товщини плівки, компонентів швидкості та кута відхилення потоку.

Застосування високоефективного газосепараційного обладнання для очищення газоконденсатних сумішей і запиленних потоків є однією з важливих та необхідних питань підвищення надійності компресорного обладнання для стиснення та транспортування газів. Поява краплинної рідини та механічних домішок у потоці газу призводить до аварійних ситуацій і передчасного зношування деталей ротора, крильчаток компресорів та нагнітачів. З точки зору оцінювання питомого енергоспоживання та ефективності розділення, надійними є способи інерційної та інерційно-фільтруючої сепарації [1, 2]. Проте, необхідно врахувати, що вторинні процеси, що супроводжують основний процес сепарації, мають істотний вплив на ефективність і гідравлічний опір сепараційних пристроїв [2–6]. Незважаючи на це, поряд із негативним впливом вторинних процесів можна отримати позитивні ефекти. Наприклад, у пристроях інерційної газодинамічної сепарації з криволінійними конфузорно-дифузорними

сепараційними каналами ступінь розділення може бути підвищений за рахунок коагуляції зважених крапель рідини та твердих частинок у турбулентному потоці газу [8, 13]. Отже, реалізація процесів інерційної газодинамічної сепарації супроводжується проблемою уникнення негативного впливу та використання позитивного впливу вторинних процесів для інтенсифікації та підвищення ефективності основного процесу сепарації, а також покращення гідравлічних характеристик сепараційного обладнання. Для реалізації цієї мети пропонуються два підходи: впровадження методу накладеного віброакустичного впливу на газодисперсний потік, що спричиняє інтенсивні механічні коливання високодисперсних крапель і твердих частинок у газодисперсному потоці для різкого збільшення кількості зіткнень і коагуляції крапель (частинок) за рахунок акустичної коагуляції у частинки значно більших розмірів, які можуть бути вловленими більш ефективно за рахунок механізму інерційного вловлювання, що дозволяє підвищити інтенсивність і, відповідно, ефективність процесу сепарації [7, 9, 14]; застосування криволінійних сепараційних каналів з уведенням гнучких елементів (стінки каналу або направляючі перегородки) до конструкцій інерційних газодинамічних сепараційних пристроїв [10–12] для динамічного регулювання поперечного перерізу в криволінійному конфузорно-дифузорному каналі, швидкості газодисперсного потоку та для відхилення траєкторій частинок потоку або зміни кута атаки сепараційних елементів для підвищення ефективності сепарації у широкому діапазоні навантаження по газовій фазі.

Вищезазначені підходи дозволяють створити ефект, подібний до ефекту віброакустичної коагуляції, шляхом застосування як джерела вібрацій механічних коливань, накладених безпосередньо до границь конфузорно-дифузорних каналів [15].

Перші спроби впровадження інерційної та фільтруючої сепарації та проектування відповідного сепараційного обладнання були зроблені Сумським державним університетом у 2003 р. У 2007 р. виробники «SulzerAG» (Mellachevron®) та «Koch-Glitsch» (FLEXICHEVRON™) запропонували свої

технічні рішення до проектування подвійних жалюзей, вловлювачів і дренажних каналів, які було впроваджено у масове виробництво у 2013 р. Відповідні схеми пристроїв наведені на рисунку 1.1.

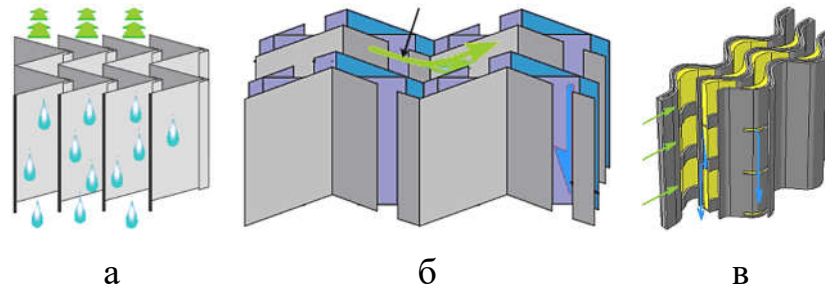


Рисунок 1.1 – Схеми сепараційних пакетів: а – Mellachevron® («Sulzer»); б – FLEXICHEVRON™ («Koch-Glitsch»); в – Сумський державний університет

На основі аналізу можливих шляхів покращення існуючого сепараційного обладнання, у науковій праці [16] було запропоновано принципово нову технологію вібраційно-інерційної сепарації газо-рідинних потоків.

Наукова праця «Management of energy flows in low-temperature separation units» (автори: Трішин Ф. А., Трач О. Р., Орловська Ю. В.), зокрема, спрямована на дослідження впливу ультразвуку на сепараційний процес. Методика числового моделювання процесу спалювання механічних сумішей запропоновано у праці «Combustion of solid fuel in a vortex furnace with counter-swirling flows» (автори: Редько А. А., Редько І. А., Редько А. Ф.). У результаті було оцінено швидкість закрученого потоку для забезпечення ефективності процесу сепарації. Проблеми проектування, оцінювання і застосування вихрових технологій для пристроїв сепарації та у системах очищення обговорюється у працях [17, 18]. Проте, ці підходи не дозволяють визначати аналітичні залежності між параметрами потоку та початковими умовами задачі гідромеханіки.

Наукові праці [19–21] присвячені насиченню фільтруючої рідини газом як при послідовній, так і при одночасній схемі подачі до апарату хімічної промисловості. У результаті, коефіцієнт споживання газу значно знижується.

Математична модель як система диференціальних рівнянь відносного руху частинок досліджена у статті [22] для випадку коливань циліндричної поверхні. Результати аналізу експериментальних даних дозволяють отримати регресійні рівняння для визначення ефективності сепарації, а також для побудови поверхні відклику системи. Перевагою цієї праці є застосування лише кінематичного підходу на противагу до комплексного характеру досліджуваної проблеми. Методика вибору і комплексного оцінювання сепараторів для нафтогазової промисловості запропоновано у працях [23, 24]. База даних масогабаритних параметрів сепараторів дозволила отримати залежності між типами апаратів та їх робочих параметрів. З іншого боку, наукова праця [25, 26] спрямована на розроблення прогностичної моделі для моделювання процесів сепарації та проектування відповідного сепараційного обладнання.

Інші шляхи ефективною сепарації водонафтових сумішей запропоновано у роботі [27], засновані на застосуванні магнітних супергідрофобних матеріалів. Автори стверджують, що цей підхід є потенційно ефективним способом розділення водонафтових сумішей. Крім того, у роботі описані останні тенденції у застосуванні сепарації газодисперсних систем [28] у промисловому обладнанні у галузі хімічної інженерії. Праця [29] сфокусована на сучасні технології і відповідні технологічні процеси відновлення енергії та переробка води. У результаті запропоновано рекомендації щодо раціонального проектування технологічного обладнання для кожної окремої ситуації. Більше того, праця [30] спрямована на оптимальний вибір сепараційного та очисного обладнання із забезпеченням відповідних параметрів робочого процесу. Також варто зазначити, що дослідження [27–30] мають обмежену сферу застосування, головним чином у переробці води.

У статті [31] представлено науковий підхід до прогнозування багаторівневих процесів у хімічній інженерії із застосуванням методу «just-in-time latent variable modeling». Стаття [32] присвячена розробленню наукового підходу до застосування систем штучного інтелекту для розв'язання задач у галузі хімічної технології та інженерії.

Інший підхід, запропонований у статті [33], спрямований на реалізацію підходу «computer aided process planning» на основі методів класифікації. У результаті, запропоновано і описано новий метод вибіркової і динамічної класифікації. Проте, числові підходи, запропоновані у працях [31–33] пов’язані із застосування надскладних методів їх практичної реалізації.

Розглядаючи праці, присвячені підвищенню ефективності сепараційного обладнання шляхом накладання вібраційного впливу на газорідинний потік, варто зазначити, що процеси сепарації та очищення є дороговартісним, проте вирішальним у хімічній технології та виробництві [34]. У цьому випадку, під час проектування відповідного технологічного обладнання необхідно оперувати великою кількістю інформації, яка не завжди доступна для проектування надійного обладнання. У 2007 р. С. Тарлетон і Р. Вейкман спробували дати описовий огляд типів обладнання та їх основних альтернатив, доступних інженеру-проектувальнику. У 2015 р. Л. Сорсамакі та М. Наппа запропонували ідею для розроблення швидкої методології та відповідної “short-cut” моделі для оцінки параметрів різного сепараційного обладнання для розділення систем «рідина – тверді частинки», «рідина – рідина», «газ – рідина» та «газ – тверді частинки». Запропонований підхід успішно застосовано для забезпечення процесів сепарації, фільтрації та сушіння гетерогенних систем [35].

З огляду на вищезазначене, важливою є проблема забезпечення надійності процесу вібраційної сепарації і проектування відповідного технологічного обладнання. У цьому напрямі в працях [36, 37] представлені нові методи забезпечення процесу сепарації. Стаття [38] присвячена дослідженню процесу сепарації газорідинних двофазних систем шляхом незалежного компонентного аналізу. У дослідженні [39] запропоновано новий метод оцінювання оптимального робочого тиску в сепараторі для нафтової та газової промисловості. У статті [40] розглядається вплив енергії вібрацій на сепарацію дрібнодисперсних частинок у вібруючому середовищі. Наукова праця [41] спрямована на розроблення процесу багатоступінчастої сепарації у вібруючому газорідинному шарі. Шляхи підвищення надійності компресорного обладнання

представлені у працях [16, 42] шляхом застосування процесу інерційної газодинамічної сепарації. Методику реалізації числового моделювання процесу сепарації у SPR-сепараторі запропоновано у статті [43].

Міждисциплінарний підхід в області сепараційних технологій запропоновано у статті [44]. Зокрема, стаціонарна задача аеропружності для деформівних елементів газодинамічного сепаратора розв'язана за допомогою процедури оцінювання параметрів. Також задачі кінематики та динаміки частинок на вібруючій поверхні аналітично розв'язана у праці [22].

Фізична і математична моделі перехресного руху і взаємодії газорідного потоку з плівкою вловленої рідини в каналі інерційно-фільтруючого сепараційного пристрою розроблено у праці [13]. Аналітичний і числовий підходи до моделювання розподілу і міграції рідини у пористому фільтруючому шарі у процесі інерційно-фільтруючої сепарації запропоновані у праці [45]. Також математичне моделювання газоочисного обладнання з високорозвиненою поверхнею розділу фаз представлено у статті [46]. Сучасні технології вирішення проблеми підвищення надійності відповідного технологічного обладнання запропоновані у праці [47]. Спосіб очищення газодисперсних систем за рахунок застосування гравітаційно-інерційної сепарації та вологого очищення з послідуною фільтрацією наведено у праці [45]. Також досліджено пружні коливання із ультразвуковими частотами, що також впливають на потік у сепараційних каналах.

З огляду на вищезазначене, є необхідність у розробленні достовірної математичної моделі руху частинок дисперсної фази у двофазному турбулентному потоці. Невпорядковані турбулентні пульсації, накладені на рух краплинної рідини, призводять до виникнення явища турбулентної дифузії. Цей ефект був математично описано Є. Медніковим і застосовано для турбулентного перенесення дисперсної фази [48].

Загальний підхід до підвищення ефективності обладнання шляхом інтенсифікації технологічного процесу запропоновано у статті [49]. Наукові праці [50, 43] спрямовані на покращення параметрів багатофункціонального

сепараційного обладнання є відповідним їх впровадженням у нафтогазовій промисловості. Також у статтях [16, 51] представлені результати застосування інерційної газодинамічної сепарації газодисперсних потоків у криволінійних каналах сепараційних пристроїв для компресорного обладнання.

Математичне моделювання руху частинок на віброуючій поверхні і модель руху газокраплинного потоку в інерційно-фільтруючому сепараційному каналі представлено в працях [13, 22]. Математичні моделі деформації гнучких елементів і шляхи застосування нових матеріалів і енергоефективних технологій представлені у працях [52–54]. Також сучасні тенденції для підвищення надійності відповідних виробничих систем [55] у багатомономенклатурному виробництві технологічного обладнання [56] та шляхи до покращення якості його впровадження представлено у наукових працях [57–61].

Беручи до уваги попередні наукові дослідження Р. Бутройда, С. Соу, Дж. Хінце та Дж. Броудкі, описані у статтях [62–65], варто зазначити, що аналітичне дослідження явища турбулентного переносу дисперсних частинок у двофазному потоці є неможливим без урахування спрощень і припущень. Зокрема, частинки мають форму, близьку до сферичної. У протилежному випадку, коли форма краплин захопленої рідини суттєво відрізняється від сферичної, необхідно вводити фактор форми. Відповідний коефіцієнт визначається за методиками Г. Бабуха, Г. Гріна, У. Лейна та Н. Фукса, частково описаними в праці [66].

Гідродинамічний опір середовища є пропорційним до відносної швидкості. Це спрощення з достатньою для практичних цілей точністю обґрунтоване даними експериментальних досліджень для чисел Рейнольдса $Re_r < 10^3$. Як наслідок, у першому наближенні сила гідродинамічного опору може бути визначена за законом Стокса: $F_{res} = 3\pi\mu du_r$ [67].

Стосовно фізичних моделей руху дисперсної фази варто зазначити, що високодисперсні системи характеризуються своєю неінерціальністю через відносну малість частинок. При цьому процес масопередачі описується кінетичною теорією газів [68]. З іншого боку, у випадку грубодисперсних систем, частинки слабо реагують на турбулентні пульсації через високу

інерційність [69]. У цьому випадку дисперсні частинки практично не впливають на рух суцільної фази. За даними, наведеними у науковій праці [70], ця умова задовольняється для частинок з діаметрами, меншими за $kd(\rho/c)^{1/3}$, де $k = 0.8 \text{ кг}^{-1/3}$ – емпіричний коефіцієнт; ρ , c – густина і масова концентрація рідкої фази, відповідно. Частинки крапельинної рідини не впливають на турбулентні характеристики потоку у випадку їх концентрації, меншій за 0.2 кг/м^3 [71]. Більше того, стаття [72] підтверджує той факт, що останній стан призводить до цілісності краплинної рідини через обмежені умови їх руйнування. Варто зазначити, що у випадку масової концентрації рідкої фази $c > 1 \text{ кг/м}^3$ частинки істотно впливають на наступні характеристики турбулентного потоку: число Рейнольдса [73], ступінь турбулентності [74], частотний спектр турбулентних пульсацій [75], профіль швидкості [76], коефіцієнт турбулентної дифузії [77] та гідродинамічний опір потоку [78]. Детальний огляд негідродинамічних сил та їх впливу на двофазний потік подано у працях [79, 80].

У цілому, неврахування вищезазначених припущень і спрощень призводить до суттєвих складнощів щодо аналізу руху дисперсних частинок [81] та неможливості одержання відповідних аналітичних залежностей. Також варто зазначити, що краплинна рідина має більшу імовірність коагуляції у турбулентному потоці, ніж у ламінарному [82, 83].

1.1.2 Сили, що впливають на рух дисперсної фази у нестационарному багатофазному потоці

Гідродинамічні процеси в двофазних турбулентних газодисперсних потоках у сепараційному обладнанні достатньо піддаються математичному моделюванню, оскільки мають бути враховані фізичні явища різної природи, зокрема міжфазний обмін масою, імпульсом і енергією.

На сьогоднішній день відсутні достовірні математичні моделі руху двофазних газодисперсних потоків, які ураховують полідисперсний склад дисперсної фази та зміну її концентрації, а також взаємодію частинок між собою

та з сепараційними елементами, турбулентні пульсації середовища, процеси подрібнення і коагуляції та фазові переходи [84].

Одночасно з тим існує протиріччя між необхідністю детального опису процесів, які відбуваються з частинками дисперсної фази (тепло- і масообмін, випаровування або конденсація тощо), і доцільністю їх урахування у математичному моделюванні. Це, у свою чергу, вимагає раціонального вибору гіпотез і спрощень для створення достовірних моделей динаміки як окремої частинки дисперсної фази, так і газодинаміки суміші у цілому. У результаті, класичні методи дослідження гідро- і газодинаміки необхідно доповнювати рівняннями з теоретичних основ термодинаміки, фізико-хімічної кінетики тощо.

Розглядаючи механіку газодисперсних систем, слід відзначити, що сили взаємодії між краплинами у більшості випадків значно менші зовнішніх сил та опору середовища, тому ними можна знехтувати, розглядаючи рух частинок незалежно одна від одної. Так, найпростішими випадками руху частинок, описаними у фундаментальних роботах [84, 85], є прямолінійний рівномірний рух дисперсних часток (зокрема, Стоксове осадження); прямолінійний нерівномірний рух дисперсних часток (за різних значень числа Рейнольдса); криволінійний рух дисперсних часток (зокрема, осадження частинок у ламінарних потоках; інерційне осадження у пористих середовищах); броунівський рух і дифузія у дисперсних сумішах (наприклад, при дифузійному осадженні); пульсаційний рух і турбулентна міграція частинок; конвективна і турбулентна дифузія частинок у газорідних сумішах (зокрема, осадження при конвекції та перемішуванні; дифузія та осадження часток в турбулентному потоці); взаємодія частинок у турбулентному потоці (коагуляція, подрібнення).

Дослідження руху суцільної фази ґрунтується на двох основних законах гідроаеромеханіки – зміні кількості руху та збереження маси, які описуються рівняннями Нав'є–Стокса і нерозривності [2, 13, 86, 87]:

$$\begin{aligned}
\rho \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_x}{\partial z} \right) &= \rho \left(-\frac{\partial p_x}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2} \right) \right); \\
\rho \left(\frac{\partial v_y}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_y}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_y}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_y}{\partial z} \right) &= -\frac{\partial p_y}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial z^2} \right); \\
\rho \left(\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_z}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_z}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) &= -\rho g - \frac{\partial p_z}{\partial z} + \mu \left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial z^2} \right);
\end{aligned} \quad (1.1)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_x v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho_y v_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho_z v_z)}{\partial z} = 0, \quad (1.2)$$

де ρ – густина середовища, кг/м³; t – час, с; v – швидкість потоку, м/с; x, y, z – координати; p – тиск, Н/м²; μ – динамічна в'язкість середовища, Па·с.

Диференціальні рівняння, виведені Бассе, Бусінеском, Озееном та узагальнені Ченом [84], описують найпростіші випадки руху дисперсних часток з потоком суцільної фази, які у випадку одномірного нерівномірного руху окремо взятої кулеподібної частинки у турбулентному потоці мають вигляд [88]:

$$\begin{aligned}
\frac{4\pi}{3} R^3 \rho_L \frac{dw}{dt} &= 6\pi \mu_G R (v - w) - \frac{4}{3} R^3 (\rho_L - \rho_G) \frac{dw}{dt} - \\
-\frac{2\pi}{3} R^3 \rho_G \left(\frac{dv}{dt} - \frac{dw}{dt} \right) &+ 6R^2 \sqrt{\pi \rho_G \mu_G} \int_{t_0}^t \left(\frac{dv}{d\tau} - \frac{dw}{d\tau} \right) \frac{d\tau}{\sqrt{t-\tau}} + F,
\end{aligned} \quad (1.3)$$

де t_0, t, τ – початковий і поточний моменти часу та змінний часовий параметр інтегрування, с; F – сумарна питома об'ємна сила, що діють на частинку дисперсної фази, Н.

На дрібні частинки дисперсної фази в багатофазному потоці під впливом вібраційного та акустичного полів діє ряд сил різної природи. При цьому, однією з найбільш неповно досліджених сил є сила Бассе з точки зору її аналітичного визначення. Наприклад, у статтях [89, 90] показано, що ця сила впливає на напрямок руху частинок у стоячій хвилі. При цьому, явище дрейфу частинок дисперсної фази широко поширене в технології очищення та коагуляції.

Динаміка одиночної частинки у хвильовому полі детально розглянуто у статтях [91, 92]. Зокрема, показано, що відповідна хвильова сила, що діє на

частинку, зумовлює середнє прискорення частинки за період коливань. П. Дж. Вестервельт показав, що однією з причин виникнення явища дрейфу включень є нелінійність закону розподілу опору [93]. Цей факт призводить до існування вищих гармонік у розв'язку рівняння Ланжевена [94], що описує стохастичний рух частинок турбулентного потоку, обмеженого стінками. Також, ґрунтуючись на законі Колмогорова про лагранжеву однорідність [95], отримано асимптотичні вирази для розсіювання турбулентного енергії, а також встановлено вирази, подібні до співвідношень Онзагера, що описують нерівноважні процеси, що одночасно виникають у закритому макроскопічному середовищі та взаємно впливають один на одного [96]. Більше того, граничне перетворення рівняння Ланжевена визначає рівняння дифузії для випадку дисперсних домішок у турбулентному потоці.

Дослідження стохастичного турбулентного руху частинок на основі рівняння Ланжевена містить припущення, що зміна швидкості частинки є дельта-корельованим випадковим процесом. У цьому випадку кореляційна функція умовно виражається через дельта-функцію Дірака. Обґрунтуванням надійності такого припущення в теорії турбулентності є експериментально підтверджений факт, що прискорення визначається дрібномасштабними «в'язкими» рухами [97, 98].

З іншого боку, достатня увага вчених приділяється вивченню дрейфу включень у неоднорідних хвильових полях, наприклад у випадку періодичної ударної хвилі резонатора. Зокрема, Л. В. Кінг отримав формулу для радіаційного тиску [99]. У результаті, частинки аерозолу в потоці з відносно низькою щільністю рухаються у бік пучностей. І навпаки, відносно легкі частинки плывуть до вузлів хвиль. Крім того, ці формули було узагальнено для випадку стисненого середовища [100] та експериментально підтверджено [101]. Стаття [102] присвячена вивченню частинок аерозолу у плоскій стоячій хвилі для випадку малих чисел Рейнольдса та відносно низьких частот вібраційного впливу.

Сила Бассе визначається шляхом інтеграції функції тиску по поверхні тіла. У цьому випадку поле тиску визначається у результаті розв'язання системи рівнянь Нав'є–Стокса та рівнянь нерозривності [45]. Бусінеск і Бассе незалежно отримали точний аналітичний розв'язок для випадку нехтування лише конвективними силами інерції. У результаті, сила опору визначається наступними трьома компонентами: силою доданої маси, пропорційною відносному прискоренню частинки у потоці, силою Стокса, визначеною попередньо, а також силою Бассе, що визначається за такою формулою [103]:

$$F_B = \frac{3}{2} d_p^2 \sqrt{\pi \rho \mu} \int_0^t \frac{d(v-v_p)/dt}{\sqrt{t-\tau}} d\tau, \quad (1.4)$$

де d_p – діаметр частинки, м; ρ, μ – густина і динамічна в'язкість середовища, кг/м^3 і $\text{Па}\cdot\text{с}$, відповідно; v, v_p – швидкості середовища і потоку, відповідно, м/с ; t – час, с; τ – змінна інтегрування як часовий параметр, с.

З огляду на вищезазначене, незважаючи на велику кількість досліджень дрейфу включень, проблема визначення сили Бассе та її впливу на частинки дисперсної фази є відкритою проблемою.

1.1.3 Ефекти, викликані впливом накладених вібрацій на гідромеханічні процеси

Інтенсифікація виробництва у різних галузях промисловості відбувається за рахунок використання енергоємного обладнання, робочі процеси у яких супроводжуються нестационарними процесами, у тому числі вібраційного характеру. Тому дослідженню вібраційного впливу на гідромеханічні, тепло- та масообмінні процеси приділяють увагу науковці з усього світу. Так, у роботі [104] досліджується вплив вібрацій на нелінійні ефекти, що виникають у гідромеханічних процесах. Описані вібраційні ефекти різної природи, які широко використовуються у технологічних процесах хімічної, машинобудівної,

гірничо-рудної, будівельної та інших промисловостей. Зокрема, виявлено явище вібраційної інжекції газу до вібруючої ємності з рідиною через отвори, розташовані нижче рівня рідини [105, 106].

Важливу роль у формуванні науково-технічних основ вібраційних процесів для описання гідромеханічних процесів відіграли праці з теорії нелінійних коливань і стійкості руху О. М. Ляпунова, А. Пуанкаре, Л. І. Мандельштама, Н. Д. Папалексі, М. М. Боголюбова, І. Г. Малкіна, Н. Г. Четаєва [107, 108] та ін.

Низка праць І. І. Блехмана присвячена розробленню і обґрунтуванню загального механіко-математичного підходу до вивчення дії вібрації на нелінійні механічні системи. Узагальнення цих досліджень сформували наукову школу з вібраційної механіки [109]. Методи вібраційної механіки дозволяють відносно простими методами отримувати розв'язання теоретичних і прикладних проблем коливань гідромеханічних систем. Подальший розвиток методів вібраційної механіки сприяв створенню нових і вдосконаленню існуючих вібраційних технологій та пристроїв.

Використання явища резонансу в вібраційних машинах і технологіях у різних галузях промисловості обґрунтовано можливістю підтримування значних переміщень робочих органів машин за умов мінімальних втрат енергії. Проте складнощі, пов'язанні з підтримуванням резонансного режиму роботи машин з огляду на виникнення знакозмінних навантажень стримує використання цього явища.

Слід також зазначити, що вібраційний вплив використовується для інтенсифікації технологічних процесів у хімічній промисловості, зокрема для організації керованої взаємодії різних середовищ у процесі рідинної екстракції, розчинення, сорбційних процесах тощо. Таке ґрунтується на результатах експериментальних досліджень Р. Ш. Абієва [110], Р. Ф. Ганієва [111]. Б. Г. Новицького [112], Л. Є. Українського [113] та ін., які підтвердили підвищення інтенсивності массообмінних процесів у гетерогенних системах в умовах резонансу навіть при відносно низьких частотах коливань.

Вібрація відіграє особливу роль у процесах сепарації, перемішування і транспортування сипучих сумішей, оскільки дозволяє ефективно долати сили сухого тертя, переводячи їх у сили в'язкого тертя. У результаті дії вібрацій виникає ефект повільної сили, що призводить до інтенсифікації відповідного технологічного обладнання.

Не менш важливі явища виникають у віброуючих ємностях із сипучим середовищем, дослідження яких подібне до досліджень термоконвективних потоків у рідині. При цьому різні, у точу числі віброреологічні моделі різних технологічні процеси хімічних і харчових технологій та технології машинобудування запропоновані І. І. Блехманом [114], І. Ф. Гончаревичем [115], В. В. Гортинським [116], О. І. Кріпаковим [117], В. Л. Левенгарцем [118], Х. І. Раскіним [119], В. Я. Хайнманом [120] та ін.

Явища, що супроводжуються вібраційними процесами у рідині, суспензіях і механічних сумішах, знайшли своє застосування у апаратах хімічної промисловості, технологіях збагачення тощо. Поява ефекту повільного потоку у бік звуження конічних отворів з накладеними вібраціями знайшла своє обґрунтування у працях Л. А. Вайсберга та І. І. Блехмана [121, 122]. Обґрунтовано ефекти при пульсуючому витіканні рідини, зокрема порушення цілісності потоку і зміну коефіцієнта гідравлічного опору [123].

Ефект спрямованої течії рідини унаслідок вібраційного впливу робочих органів (наприклад, диска, зануреного у рідину), широко застосовується у вібраційних насосах [124]. Технічні рішення із застосування цього ефекту наведені у працях Г. Я. Лишанського, В. М. Усаковського [125] та ін.

Праці проф. В. Л. Зав'ялова [126, 127] присвячені обґрунтуванню енергетичних параметрів обладнання для вібраційної екстракції.

Питання, присвячені дослідженню проблем вібраційного впливу на робочий процес у машинах і апаратах хімічної, нафтогазової та інших промисловостей, які мають важливе значення для практичного застосування, зокрема щодо стійкості руху роторів у шпаринних ущільненнях, знайшли своє відображення у дослідженнях наукових шкіл проф. В. А. Марцинковського

[128, 129] та проф. В. І. Симоновського [130]. При цьому проблема дослідження тиску у зазорі між віброуючою пластиною і нерухомою стінкою, зокрема явище підвищення тиску у цій зоні, є недостатньо вивченою, а її подальше дослідження може бути спрямоване на підвищення інтенсивності робочого процесу у віброгрануляційному обладнанні.

Останні дослідження з питань, присвячених підвищенню енергоефективності віброгрануляційного обладнання, належать науковим школам проф. Б. Г. Холіна та проф. В. І. Склабінського [131]. Зокрема, за керівництва проф. В. І. Склабінського науковцями кафедри процесів та обладнання хімічних і нафтопереробних виробництв Сумського державного університету на замовлення державних і міжнародних компаній постійно виконуються науково-дослідні роботи з розроблення віброгрануляційного обладнання для гранулювання азотних і комплексних мінеральних добрив.

У лабораторії грануляційного і масообмінного обладнання Сумського державного університету під керівництвом проф. О. О. Ляпоценка виконуються науково-дослідні роботи з розроблення теоретичних основ процесів інерційно-фільтруючої сепарації газоконденсатних та водонафтових сумішей, а також з розроблення і впровадження інерційно-фільтруючих газосепараторів. Основні результати досліджень наведені у роботах [2, 7, 13, 14, 16, 45].

Таким чином, вищезазначені ефекти, викликані впливом накладених вібрацій на гідромеханічні процеси, та відповідні дослідження дії вібраційного впливу на багатоконпонентні гетерогенні системи є актуальними, мають наукову новизну та практичне значення.

1.1.4 Застосування накладених вібрацій для інтенсифікації робочих процесів у грануляційному обладнанні

Під час диспергування рідини через перфоровану оболонку віброгранулятора геометричні характеристики отворів для одержання крапель мають вирішальне значення для створення енергоефективного грануляційного

обладнання [132] азотних і комплексних мінеральних добрив [133]. При цьому не існує єдиного механізму розпаду струменя рідини [134], а різні механізми розпаду рідини на краплі [135] визначаються як її фізичними властивостями [136] так і конструктивними параметрами обладнання.

Теоретичні дослідження процесу розпаду струменя рідини на краплі під дією власних коливань [137] є першим, головним кроком теоретичних та експериментальних досліджень з розроблення достовірних математичних моделей і створення відповідних методик розрахунку при проектуванні прилерів. У цих моделях слід використовувати розпил рідини у прили [138] з подальшою кристалізацією. Більше того, вивчення фізичних процесів, що впливають на розмір крапель, дозволяє конструювати нові гранулятори для отримання монодисперсних гранул [139]. У зв'язку з цим теоретичний опис руху рідини струменя базується на теорії струменів [140, 141].

З огляду на вищезазначене, необхідним є створення уточненої математичної моделі, що описує вплив накладених вібрацій на деформацію крапель, що ґрунтувалась би на експериментальному дослідженні режимів коливань останніх.

Основи інтенсифікації внутрішніх струмів при русі краплі в потоці газу з градієнтом поперечної швидкості були вперше розроблені проф. Б. Г. Холіним і проф. В. І. Склабінським. Дослідження процесу диспергування рідини в перфорованих оболонках [142] для створення обладнання для виробництва азотних добрив [143] з їх розплавів досліджено в роботі [144]. Ефективність диспергування під час процесів масообміну в колонах досліджено в статті [145]. У дослідженні [146] представлено використання моделі осьового диспергування для оцінювання коефіцієнта масопередачі для випадку перфорованого обертового диска. У статті [147] запропоновано обчислювальний підхід до вирішення зв'язаних теплових і аеродинамічних задач у технологічному обладнанні з перфорованими оболонками. В роботі [148] досліджено вплив температури киплячого шару на кінетику утворення гранул при диспергуванні органічних суспензій.

Поведінка струменя рідини [149] поза отвору залежить від різних умов. Проте, з огляду на те, що вісесиметрична еліпсоїдна форма утвореної краплі постійно змінюється, виникають коливання утворюваних крапель. Таким чином, осі еліптичного меридіонального перерізу струменя змінюються поперемінно під дією капілярних сил [150, 151]. Амплітуда цих коливань поступово зменшується, а поверхня струменя втрачає стійкість через нестабільні хвилі [152], глобальну нестабільність, спричинену поверхневим натягом [153], виникнення нестабільних режимів Релея–Плато [154], нестабільності зсуву шару вільної поверхні [155], і коливання швидкості газу [156], що у результаті призводять до розпаду струменя рідини на краплі.

При цьому, В. І. Склабінський знайшов наближений розв’язок рівнянь Нав’є–Стокса в циліндричних координатах для опису потоку рідини з урахуванням гіпотези, що точки на осі струменя мають максимальну осьову компоненту швидкості. У результаті теоретично та експериментально підтверджено, що струменю притаманні поперечні коливання, що визначаються зміною радіальної компоненти швидкості. Аналогічні дослідження впливу частоти коливань на стійкість форми краплі [157] та її монодисперсність [158] додатково представлені в працях [159, 160].

Дослідження процесу подрібнення струменя рідини на краплі ґрунтується на ефекті граничної рівноваги краплі під дією сил тяжіння і поверхневого натягу:

$$\rho \frac{\pi d^3}{6} g = \sigma \pi D, \quad (1.5)$$

де ρ – густина рідини, кг/м³; g – прискорення вільного падіння, м/с²; σ – коефіцієнт поверхневого натягіння, Н/м; d – діаметр краплі, м; D – діаметр шийки струменя, м. Тобто, діаметр сформованої краплі становить

$$d = \sqrt[3]{\frac{6\sigma D}{\rho g}}. \quad (1.6)$$

Проте такий спосіб утворення краплинної рідини у грануляційному обладнанні є непродуктивним [131]. Причиною розпаду струменя рідини на краплі є нестійкість циліндричної форми рідини під дією капілярних сил і вісесиметричних збурень [161]. Більше того, відносно малі збурення імовірнісної природи і радіальна швидкість струменя також призводять до розпаду останнього на краплі [162]. У працях [161, 163–165] запропоновані вирази для визначення довжини хвилі зовнішнього вібраційного впливу на струмінь, що відповідає межі стійкості, та відповідну довжину суцільної частини струменя, а також обґрунтовано явище швидкого подрібнення струменя рідини на краплі за відносно незначних збурень. Праці [164, 166] присвячені дослідженню процесу подрібнення струменя з огляду на пульсації, що виникають у потоці рідини. Показано, що краплі, утворені унаслідок нестійкості хвиль на поверхні циліндра рідини, не залежить від зміни форми отвору. Проте, якщо причина розпаду струменя на краплі має імовірнісний характер, така залежність з'являється [167].

При збільшенні швидкості витікання рідини з отвору головною причиною подрібнення струменя на краплі є явище турбулентності [168] та сили аеродинамічної природи [169], які спричиняють хвильовий характер струменя. За подальшого збільшення швидкості струменя відбувається процес розпилення [170], за якого поверхня утворюваних крапель суттєво збільшується порівняно з поверхнею струменя. У цьому випадку аеродинамічний вплив на струмінь переважає над впливом внутрішньої турбулентності. При цьому формуються краплі з діаметрами, що змінюються у більш широкому діапазоні.

Якщо основною причиною диспергування краплі є опір середовища, то з ефекту граничної рівноваги під дією гідродинамічних поверхневих сил:

$$\frac{\rho v^2}{2} \frac{\pi d^2}{4} = \sigma \pi d, \quad (1.7)$$

де v – швидкість витікання струменя, м/с. При цьому, діаметр краплі

$$d = \frac{8\sigma}{\rho v^2}. \quad (1.8)$$

Дослідження [163] вказує на те, що до формули (1.8) необхідно вводити поправочний коефіцієнт 1,5.

При дослідженні процесу розпаду ламінарного струменя круглого перерізу $\pi D^3/4$ на краплі об'ємом $\pi d^3/6$ під дією накладених вібрацій з довжиною хвилі L , що значно перевищує довжину меридіана краплі ($L \gg \pi d$)

$$\frac{\pi d^3}{6} = \frac{\pi D^2}{4} L \quad (1.9)$$

можна отримати наступний вираз для діаметра краплі:

$$d = \sqrt[3]{1,5LD^2}. \quad (1.10)$$

Явище розпаду струменя на краплі під дією вібраційного впливу і, як результат, – вираз (1.9) було вперше досліджено у праці [161].

Процес розпаду струменя рідини на краплі супроводжується утворенням кульок Плато [170] – супутників, які можуть як зливатися з краплею, так і віддалятися від неї. У роботах [171, 172] досліджено процес утворення супутників залежно від різних режимних параметрів процесу грануляції. Встановлено, що найпростішим способом уникнення утворення супутників є формування краплі грушоподібної форми, а найпростішим способом керування цим процесом є накладання вібраційного впливу на поверхню струменя за рахунок періодичної зміни тиску перед отвором. Відповідний принцип реалізується у віброгрануляторі з віброуючою мембраною [131].

1.2 Ефекти, що супроводжують процес сепарації гетерогенних систем

1.2.1 Гідроаеропружна взаємодія функціональних елементів сепараційного пристрою з газодисперсним потоком

При дослідженні взаємодії потоку зі стінками каналу з деформівними елементами у динамічних сепараційних пристроях необхідно розв'язувати міждисциплінарну задачу гідроаеропружності [173]. У цьому випадку постановка задачі і характер досліджуваної проблеми мають доповнюватись рівняннями теорії пружності. Тому розв'язання задачі гідроаеропружності є надскладною і до кінця не дослідженою науковою задачею.

Слід зазначити, що Пензін, Озкер та Уівер [174] розглядали коливання циліндрів як самовироджені, тоді як Бісплінгхофф та інші трактували їх як вимушені коливання з резонансною частотою конструкції. Дослідження Гонгуера, Кривцова та Хескеседа [175] показали, що загальний характер збуджуваних потоком рідини коливань пружних тіл у формі лопатей підкоряється залежностям частоти і амплітуди коливань від швидкості потоку.

Іппен та ін. [176] вперше дослідили вихрові сліди за плоскими пластинами і показали, що при зростанні швидкості потоку є три діапазони з різними характеристиками гідропружної поведінки тіла: область постійного числа Струхаля і зростаючої частоти; область значних амплітуд і постійної частоти у межах широкого діапазону швидкостей; область різкого зменшення амплітуди і зростання частоти до значення, що відповідає числу Струхаля.

Тобес та Мерріс [173] висловили припущення про існуванні механізму самозбурення, що грає роль негативного демпфування. Дослідження коливань елементів, кількісний опис механізмів збурення і розроблення достовірних математичних моделей і критеріїв з метою запобігання коливанням зі значними амплітудами, наведені у роботах Іглсона та Дейлі [173].

Розглядаючи співвідношення питомого енергоспоживання та ефективності сепарації газодисперсних потоків, методи, засновані на використанні інерції

частинок (крапель), зважених у газорідинному потоці [16], що викликано зміною напрямку руху потоку, є оптимальними. При цьому, також відбувається збільшення гідравлічного опору. Тому актуальною є задача уникнення відповідних режимів, що реалізується в динамічних сепараційних елементах [10, 177].

У роботах [178, 179] розглядаються приклади застосування програмного середовища ANSYS Workbench для реалізації можливості розв'язання задачі гідроаеропружності із застосуванням програмних модулів «Fluent Flow (Fluent)» та «Transient Structural», які поєднані між собою засобами «System Coupling». Такий розрахунок можливий у двох випадка: при детальному описі пристінкової зони за допомогою відповідної об'ємної сітки, або за допомогою використання плівкової моделі Ейлера [180, 181].

Вирішення проблеми оптимального профілювання каналів зазвичай представляє значні труднощі, тому на практиці застосовуються наближені методи, засновані на фізичних концепціях гідродинамічно доцільного розподілу швидкостей потоку газу в поперечному перерізі та у пристінкових зонах каналу [13]. При цьому можливість сепарації обмежує градієнт швидкості на стінках каналу [8]. У роботі [10] розглянуто динамічний сепараційний пристрій, деформівні елементи якого мають форму похилого параболічного напівциліндра (рисунок 1.2).

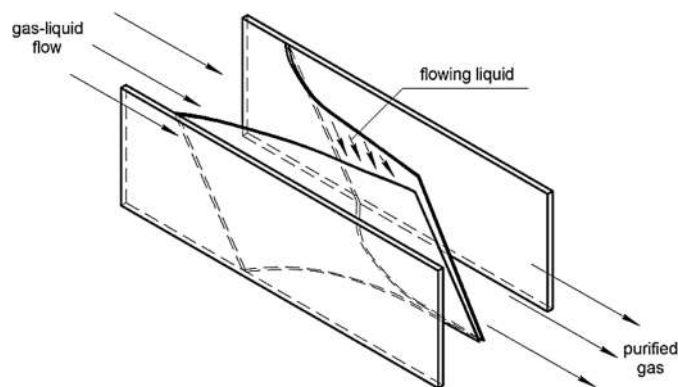


Рисунок 1.2 – Схема динамічного сепараційного каналу

З огляду на те, що деформація змінює форму каналу, що спричиняє зміну параметрів потоку, виникають статичні та динамічні гідроаеропружні явища [173], серед яких найбільший інтерес представляють явища флатера і бафтинга.

Можна спостерігати протилежний ефект перекриття акустичних коливань, зокрема збільшення дисперсності рідкої фази. [182]. Тому необхідно знати питому частоту коливань, за яких відбувається коагуляція зважених частинок у потоці. Для випадку коливань газокраплинного потоку, викликаних дією вібраційного впливу, розроблено методики розрахунку [183, 184], які добре узгоджуються з результатами експериментальних досліджень.

1.2.2 Явище турбулентної дифузії та турбулентного осадження краплинної рідини у гравітаційному полі

Одним із характерних проявів турбулентного руху потоку є невпорядковане перемішування пульсаційних об'ємів газу між собою, у результаті якого виникає явище турбулентної дифузії. У турбулентному потоці це явище перевищує у декілька разів молекулярну дифузію, тому його урахування і дослідження представляє особливий науковий інтерес.

Для дослідження турбулентної дифузії застосовується диференціальне рівняння закону Фіка для молекулярної дифузії [88]:

$$\vec{J} = -D_T \text{grad}c, \quad (1.11)$$

у якому відмінним є лише коефіцієнт дифузії D_T , числові значення якого для ядра потоку наведені у працях [185–188], а для пристінкової області – у праці [186].

Відповідно до цього закону, потік частинок, що проходять через одиничний нормальний переріз каналу за одиницю часу, є пропорційним до градієнта концентрації частинок. Також у працях [186, 189] підтверджується, що для каналів прямокутного перерізу вищезазначені коефіцієнти турбулентної дифузії є дещо завищеними. Експериментально підтверджено, що явище

турбулентної дифузії може виникати під впливом градієнта температури стінок [190], що призводить до виникнення інтенсивних конвективних течій.

Для опису явища турбулентної дифузії у плоскому каналі застосовується рівняння стаціонарної конвективної дифузії

$$u \frac{\partial c}{\partial x} + v \frac{\partial c}{\partial y} = D_p \left(\frac{\partial^2 c}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial y^2} \right), \quad (1.12)$$

яке з фізичної точки зору описує рівність кількості частинок, що вносяться потоком за рахунок конвекції, і кількості частинок, що виносяться з потоку за рахунок дифузії за однаковий проміжок часу.

Варто зазначити, що для відносно малих розмірів частинок краплинної рідини (випадок малих значень індексу інертності: $\omega\tau \ll 1$) коефіцієнт турбулентної дифузії частинок рідкої фази D_p . У загальному ж випадку він визначається за формулою Лоргвела–Вайсса [191, 192]:

$$D_p = \eta_p^2 D_T = \frac{D_T}{1 + \omega^2 \tau^2}. \quad (1.13)$$

Дифузійний рух зважених частинок у турбулентному потоці є дифузійним рухом потоку, але з кроком в η_p разів меншим, ніж у частинок турбулізованого газу. Розглядаючи рівняння, що описує рух частинки у полі сили тяжіння

$$\frac{dv_p}{dt} + \beta v_p = \beta V' \sin \omega t - g, \quad (1.14)$$

можна отримати загальний розв'язок у наступному вигляді:

$$v_p(t) = B' \sin(\omega t - \phi') + b' e^{-\frac{t}{\tau}} - g\tau. \quad (1.15)$$

Для дослідження стаціонарної задачі турбулентної дифузії необхідно визначити середнє значення вертикальної складової швидкості за період турбулентних пульсацій, починаючи з довільного моменту часу t_0 :

$$v_p^{av} = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} v_p(t') dt', \quad (1.16)$$

яке з урахуванням виразу (1.2.5) визначається за наступною формулою:

$$v_p^{av} = -g\tau + \frac{\tau}{T} \left(1 - e^{-\frac{T}{\tau}}\right) e^{-\frac{t_0}{\tau}}. \quad (1.17)$$

За час, що значно перевищує час релаксації ($t_0 \gg \tau$), друга складова виразу (1.17) наближається до нуля, а середня швидкість осадження частинки

$$v_p^{av} = -g\tau = -\frac{\rho_p g d_p^2}{18\mu}. \quad (1.18)$$

Отриманий вираз можна отримати з рівняння квазірівноваги частинки під дією сил тяжіння і в'язкості:

$$\rho_p \frac{\pi d_p^3}{6} g - 3\pi\mu d_p v_p^{av} = 0. \quad (1.19)$$

У загальному сила опору визначається нелінійно відносно швидкості:

$$F_{res} = -\frac{1}{2} \zeta \rho (v - v_p)^2 \frac{\pi d_p^2}{4} \text{sign}(v - v_p). \quad (1.20)$$

У цьому випадку рівняння руху частинки у гравітаційному полі:

$$\rho_p \frac{\pi d_p^3}{6} \frac{dv_p}{dt} = -\frac{1}{2} \zeta \rho (v - v_p)^2 \frac{\pi d_p^2}{4} \text{sign}(v - v_p) - \rho_p \frac{\pi d_p^3}{6} g, \quad (1.21)$$

або після тотожних перетворень з урахуванням позначень:

$$\frac{dv_p}{dt} = \frac{\zeta\gamma}{2\pi d_p} (v_p - V' \sin \omega t)^2 \operatorname{sign}(v_p - V' \sin \omega t) - g. \quad (1.22)$$

За відсутності турбулентних пульсацій ($V' = 0$) рівняння (1.22) спрощується з урахуванням того, що швидкість не змінює свого знаку:

$$\frac{dv_p}{dt} = \frac{\zeta\gamma}{2\pi d_p} v_p^2 - g, \quad (1.23)$$

а усталене значення швидкості визначається з умови $dv_p/dt = 0$. Таким чином:

$$v_{p0} = \sqrt{\frac{2\pi d_p g}{\zeta\gamma}}, \quad (1.24)$$

де ζ – коефіцієнт опору.

Розв'язок (1.23) є першим наближенням, оскільки коефіцієнт опору є функцією від числа Рейнольдса, яке у свою чергу залежить від швидкості.

Можливим є також розгляд руху частинки краплинної рідини у рухомій системі координат, що рухається разом із турбулізованим потоком:

$$v_r = v_p - V' \sin \omega t, \quad (1.25)$$

а рівняння (1.22) набуває наступного вигляду:

$$\frac{dv_r}{dt} = -V' \omega \cos \omega t + \frac{\zeta\gamma}{2\pi d_p} v_r^2 \operatorname{sign} v_r - g. \quad (1.26)$$

Таким чином, накладені вібрації можуть бути застосованими для керованого впливу на процес розділення гетерогенних систем, що подібно до явищ турбулентної дифузії та осадження може ґрунтуватись на узагальнених явищах вібраційної дифузії та осадження дисперсної фази.

1.2.3 Вібраційне зважування краплинної рідини

Одна з перших спроб аналітичного визначення віброакустичного впливу на частинку сферичної форми викладена у роботі [193]. Так, для випадку, коли діаметр краплі менший за довжину хвиль, отримано формулу Л. В. Кінга:

$$p_{av} = 2\pi\rho A^2 \left(\frac{\omega R}{c}\right)^6 f\left(\frac{\rho}{\rho_p}\right), \quad (1.27)$$

де R – радіус краплі; ω , A , c – частота, амплітуда віброшвидкості і швидкість розповсюдження звукових хвиль у середовищі; $f(\rho/\rho_p)$ – функція від відношення густини газу ρ і рідини ρ_p :

$$f\left(\frac{\rho}{\rho_p}\right) = \frac{1 + \frac{2}{9}\left(1 - \frac{\rho}{\rho_p}\right)^2}{\left(2 + \frac{\rho}{\rho_p}\right)^2}. \quad (1.28)$$

Праці [194–197] присвячені дослідженню вібраційного впливу конструктивних елементів на газорідинну суміш. На основі рівнянь диференціальних динаміки створена математична модель руху бульбашок з урахуванням сил інерції та в'язкості [198–200], яка якісно узгоджується з фізичним експериментом [201]. У працях [202, 203] бульбашки умовно поділяються на два класи: малі та великі, перші з яких піднімаються, другі – занурюються за рахунок вібраційного впливу.

При низькочастотному збуренні середовища, коли довжина хвилі значно більша за діаметр включень, газорідинну суміш можна розглядати як однорідне середовище із густиною, що дорівнює густині суміші:

$$\rho_m = \rho(1 - \phi) + \rho_p \phi, \quad (1.29)$$

де ϕ – об’ємна концентрація рідини.

Також швидкість розповсюдження звукових хвиль [195–197]:

$$c_m = \sqrt{\frac{\rho_m}{\frac{1-\phi^2}{\rho_p c_p^2} + \frac{\phi^2}{\rho c^2}}}, \quad (1.30)$$

де c , c_p – швидкості розповсюдження звукових хвиль у газі та рідині.

Слід також зазначити, що процес низькочастотного вібраційного впливу на газорідинну суміш не має достатнього теоретичного обґрунтування [201]. Одночасно з тим, процес вібраційного впливу та ефект вібраційного зважування твердих тіл у механічній суміші та рідині є достатньо добре вивченими у праці [204]. Зокрема, на прикладі твердого тіла, що вібрає у напрямі нормалі до непроникної стінки, показано, що виникає вібраційна сила як результат інтегрування осередненого за період коливань поля тиску по зовнішній поверхні тіла. Як свідчать результати експериментальних досліджень [204], ефект зважування виникає також при дії вібрації на механічні суміші. Віброзважування забезпечує робочий процес у вібраційних насосах. Задачу про визначення середнього тиску на вібраючу пластину розглянуто у працях [124, 205, 206].

Для дослідження застосовується рівняння Нав’є–Стокса [204]:

$$\frac{\partial u_r}{\partial t} + u_r \frac{\partial u_r}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial r} + \nu \left[\frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} + \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{u_r}{r} \right) \right], \quad (1.31)$$

де r – радіальна вісь; u_r – радіальна компонента швидкості потоку; ρ, ν – густина та кінематична в'язкість газу.

У вищезазначених працях показано, що рівняння (1.31) може бути переписане у наступному вигляді:

$$u_r \frac{\partial u_r}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial r}. \quad (1.32)$$

що містить у лівій частині лише конвективну силу інерції, а у правій – радіальний градієнт тиску. Після інтегрування та осереднення за період коливань маємо:

$$p_s + p_v = p_\infty, \quad (1.33)$$

де p_s – осереднене за період коливань значення гідростатичного тиску:

$$p_s(r) = \frac{1}{T} \int_0^T p dt; \quad (1.34)$$

p_v – осереднене за період коливань значення гідродинамічного тиску:

$$p_v(r) = \frac{1}{T} \int_0^T \frac{\rho u_r^2}{2} dt, \quad (1.35)$$

яке з урахуванням радіальної швидкості після інтегрування набуває вигляду:

$$p_v(r) = \frac{\rho \omega}{4\pi} \int_0^T \left[\frac{rA\omega \cos \omega t}{2(z_0 - \sqrt{R^2 - r^2})} \right]^2 dt = \frac{1}{16} \rho \left(\frac{rA\omega}{z_0 - \sqrt{R^2 - r^2}} \right)^2. \quad (1.36)$$

У праці [206] постійна інтегрування p_∞ визначається з умови вирівнювання тиску до гідростатичного на радіусі $r = 1,4R$. У загальному вигляді можна обрати $r = kR$, де k – коефіцієнт. Остаточо встановлено вираз для перепаду тиску [206]:

$$\Delta p(r) = \frac{1}{16} \rho A \omega^2 \left[\frac{k^2 R^2}{(z_0 - R\sqrt{1-k^2})^2} - \frac{r^2}{z_0^2} \right], \quad (1.37)$$

який інтегрується по поверхні тіла:

$$F_v = \iint_{\Sigma_1} p_s^n(r) d\Sigma_1 - \iint_{\Sigma_2} p_0^n(r) d\Sigma_2, \quad (1.38)$$

де Σ_1, Σ_2 – нижня і верхня поверхні відповідно; p_s^n, p_0^n – проекції тисків p_s, p_0 відповідно на напрям внутрішньої нормалі до сферичної поверхні.

У результаті, для коефіцієнта $k = 1$ вібраційна сила дорівнює:

$$F_v = \int_0^R 2\pi r \Delta p(r) dr = \frac{\pi \rho A^2 \omega^2}{8} \int_0^R \left(\frac{R^2 r}{z_0^2} - \frac{r^3}{z_0 - \sqrt{R^2 - r^2}} \right) dr. \quad (1.39)$$

1.3 Вторинні процеси у гетерогенних системах

1.3.1 Руйнування плівкової рідини, хвилеутворення, бризковинесення і вторинне подрібнення краплинної рідини

У більшості технологічних процесів дроблення крапель і бульбашок відбувається при одночасній дії декількох механізмів диспергування. При цьому існують значні складнощі при створенні математичних моделей процесу дроблення краплинної рідини і знаходженні точних аналітичних розв'язків відповідних задач. Однак, встановлені два види нестійкості спільної хвильової природи, що виникають на різних ділянках поверхні частинки [207]:

1) нестійкість Кельвіна–Гельмгольца виникає за наявності зсуву між шарами суцільного середовища, або коли два контактних середовища мають істотну різницю швидкостей. При цьому відбувається зрив приграничного шару (для незначних чисел Вебера) та відділення мікрочастинок у результаті

хвильових збурень на боковій поверхні краплі при перевищенні числом Вебера граничного значення, що залежить від числа Лапласа;

2) нестійкість Релея–Тейлора – мимовільне наростання пульсацій тиску, густини і швидкості в неоднорідному середовищі, яке знаходиться у гравітаційному полі, або рухається з прискоренням. На лобовій поверхні вільно падаючої краплі збуджуються коливання, а на її бічній поверхні збуджуються коливання у результаті максимальної швидкості обтікання.

Таким чином, процес руйнування крапель є достатньо складним і визначається співвідношенням сил інерції, поверхневого натягу, в'язкості та іншими факторами. Для різних характерних швидкостей відносного руху суцільної і дисперсної фаз характер дроблення може бути істотно відрізнитись. У праці [208] проведено порівняльний аналіз теоретичних і експериментальних досліджень процесу руйнування крапель. Встановлено, що існує декілька механізмів дроблення, яким відповідають різні діапазони зміни числа Вебера.

Рідкі краплі і бульбашки, що потрапляють до зсувного потоку суцільного середовища, можуть дробитися під дією сил в'язкого тертя. Так, у праці [209] здійснено дослідження процесу дроблення крапель у потоці Куетта. Дроблення краплі в турбулентному потоці газу відбувається в інший спосіб, якщо густина середовища незначна порівняно з густиною краплі. У цьому випадку значну роль відіграють інерційні ефекти [210]. Також експериментально встановлено, що механізм руйнування крапельної рідини залежить від нестационарності потоку, яка позначається на тривалості впливу газового потоку на краплю [211].

Відповідно до умов протікання процесу виділяють різні механізми дроблення крапель: видування середини краплі зі збереженням і подальшим розпадом частинки тороїдальної форми [212]; неупорядковане руйнування краплі на частини [213]; зривання дрібних частинок з поверхні краплі, що обдувається потоком [214]. При руйнуванні краплі зі значною в'язкістю критичне число Вебера може в декілька разів перевищувати відповідне значення для малов'язкої рідини.

Слейчер дослідив, що швидкість, поверхневе на тяжіння на границі розділу фаз, в'язкість і густина суцільної фази є важливішими параметрами [211], а також довів, що для моделювання процесу дроблення крапель у газовому потоці не можна застосовувати рівняння Хінце–Колмогорова [215] через існування градієнта швидкості, що виключає саму гіпотезу ізотропної турбулентності. Також встановлено, що існує принаймні два механізми дроблення [216]. За певного співвідношення довжини краплі до її діаметру дроблення відбувається з утворенням двох нових частинок приблизно рівного розміру. Якщо це співвідношення не виконується, краплі тоншають одразу в декількох місцях. Інший механізм дроблення полягає в тому, що менша крапля відривається від більшої [211]. Цей механізм спостерігається у випадках, коли швидкість вихорів набуває критичного значення, необхідного, щоб зробити краплю нестійкою.

Праця [217] присвячена дослідженню особливостей дроблення крапель в газодинамічних течіях під впливом циклічних ударних хвиль. Також у праці [218] наведена методика експериментальних досліджень відривного руйнування краплі в потоці за ударною хвилею. Крім того, праця [219] присвячена виявленню зон існування автоколиваний струменя (ефект Гартмана) і визначенню відповідної частоти коливаний резонатора, за якої відбувається процес дроблення струменя рідини. Також за високих швидкостей потоку у зоні періодичної ударно-хвильової структури потоку випаровування краплин з попереднім їх дробленням.

Аналіз праць [220–222], присвячених вивченню процесу дроблення крапель рідини у широкому діапазоні зміни безрозмірних критеріїв Рейнольдса, Вебера і Лапласа, свідчить про існування різних видів дроблення, що відрізняються між собою інтенсивністю і траєкторіями відірваних частин крапель.

У 2001 р. Гельфандом і Шово експериментально встановлено [220], що при значенні числа Вебера, нижчих за деяке критичне значення дроблення крапель не відбувається. Існування цього факту потребує теоретичного обґрунтування.

Також необхідним є створення відповідної математичної моделі процесу дроблення, що дозволить встановити критичне значення числа Вебера.

1.3.2 Відведення вловленої рідини через фільтруючі елементи

Потік плівкової рідини – одне з найпоширеніших явищ у хімічній та нафтогазовій промисловості під час процесів сепарації та тепломасопередачі. Варто зазначити, що плівкові потоки дозволяють підвищити інтенсивність та ефективність вищезазначених процесів. Значення теплопровідності та теплопередачі між теплоносіями може бути збільшено за рахунок плівкових потоків в теплообмінниках, швидкості масообміну між фазами в масообмінних апаратах та ефективності сливання відділеної рідини в сепараційному обладнанні [46, 223].

З огляду на вищезазначене, було проаналізовано дослідження процесів тепломасопередачі, що відбуваються в мікроканалах [224–227], і потоків плівкової рідини на поверхнях [228–239] і всередині каналів [13, 43, 50, 240–244].

Рух плівкової рідини всередині мікроканалів розглядається в роботах [224–227] із застосуванням чисельних та експериментальних методів, а також із розробленням відповідних математичних моделей. Стаття [224] описує розроблення критеріальної моделі для оцінювання критичних значень параметрів теплового потоку, спричиненого періодичним рухом рідкої плівки в мікроканалах шляхом впровадження спрощень та припущень для рівнянь Нав'є–Стокса, таких як нехтування гравітацією та силами інерції; рух плівки розглядається лише вздовж каналу тощо. Досліджено рух плівкової води, що падає всередині мікроканалів із секцією змішування «вода - вуглекислий газ» [225] оскільки розглядають обмін масою між двома фазами за допомогою чисельного моделювання. Метод решіткових рівнянь Больцмана («Lattice Boltzmann Method») зазвичай використовується для дослідження руху потоку рідини в мікроканалах [226, 227], особливо у випадках вивчення

гідродинамічних явищ під час процесів теплопередачі [227], що передбачає процес утворення та розриву рідкої плівки.

Проведено дослідження потоку стікаючої плівки на вертикальній та нахиленій поверхнях [228–234] експериментальним та числовим методами. CFD метод був використаний для числового моделювання. Багатофазний потік було розглянуто за допомогою моделі VOF. Використання цієї моделі для ламінарних хвильових рухів потоку плівкової рідини по плоскій поверхні у поєднанні з моделлю CSF («Continuum Surface Force») добре узгоджується з експериментальними даними [229, 230].

У статті [231] метод MAC («Marker and Cell») і рухома сітка були використані для покращення точності результатів, отримуваних методами CFD аналізу. Варто зазначити, що окремого використання моделі VOF достатньо також для вивчення плівки неньютонівської рідини [232]. Метод решіткових рівнянь Больцмана може використовуватися для моделювання потоку плівкової рідкої не лише в мікроканалах, але й на вертикальній пластині для різних чисел Рейнольдса [233]. Варто зазначити, що у випадку використання моделі Шен–Чен існує загальне обмеження методу решіткових рівнянь Больцмана. Розроблена математична модель потоку плівкової рідини на плоских елементах апаратів також розглянуто у роботі [234]. У цьому випадку враховано, що товщина плівки змінюється по довжині поверхні.

Автори статей [235–239] розробили математичні моделі потоку плівкової рідини на вертикальних поверхнях шляхом урахування різних спрощень та припущень у рівнянні Нав'є–Стокса. У статті [235] розглядається Наведена вище система рівнянь була доповнена рівнянням енергії, що дозволило отримати температурне поле на структурованій стінці та швидкість випаровування для опису процесу випаровування плівки рідини. Під час досліджень було встановлено, що ефект капілярної конвекції Марангоні–Гіббса призводить до руйнування плівки, з іншого боку, сила гравітації та поверхневий натяг стабілізують потік рідкої плівки. Стаття [236] описує рух потоку рідини на вертикальній поверхні з випаровуванням у потік газу шляхом розв'язання

відповідної системи рівнянь. Згідно залежностей, описаних у статті [236], товщина плівки та її швидкість зменшуються з висотою поверхні внаслідок випаровування води, а також зменшення товщини плівки та швидкості під час перехресної взаємодії співставні зі зворотним потоком. Дослідження [237] включає значну кількість нових експериментальних даних про стікаючу плівку з розвиненим хвилеутворенням. Саття [238] містить порівняння трьох підходів до опису хвильового потоку плівки на вертикальних поверхнях, а саме із застосуванням рівнянь Нав'є–Стокса та двох інших підходів – інтегральної моделі Шкадова та інтегральної моделі [239]. Число Рейнольдса досліджуваного потоку знаходиться у межах 5–10.

Як було сказано вище, потік плівкової рідини розглядається не лише на вертикальних поверхнях, але й усередині каналів різної конфігурації [43, 50, 240–244]. В статті [40] описується вплив утворення бульбашок на процес відведення плівкової рідини у стаціонарній постановці для плоских паралельних нерухомих поверхонь за моделлю Штефана–Рейнольдса. Експериментальні дослідження потрапляння плівкової рідини до трубок з внутрішніми спіральними канавками проводяться в роботі [241]. У статті [242] описано використання CFD методів для визначення товщини рідкої плівки в кристалізаторі. У статті [243] проведено розрахунок товщини плівки шляхом за модифікованими критеріями критеріїв Вебера та Фруда із застосуванням результатів проведених експериментальних досліджень газорідного потоку у вертикальному зігнутому на 180° каналі. У дослідженні [244] досліджено поведінку плівкового потоку та характеристики осадження частинок на стінці за допомогою CFD аналізу з використанням спеціальних підпрограм. Додатково, було встановлено шляхом порівняння вихідних даних з реальними робочими параметрами за методикою, описаною в праці [244], що такий підхід може бути застосований для прогнозування утворення плівки рідини на стінках каналу. Вищезазначена методика може бути також використана для опису процесу утворення плівок у системах «рідина–рідина» [43, 50].

Одним із найважливіших аспектів розвитку сепараційного обладнання є забезпечення необхідного режиму руху вловленої плівки рідини без хвилеутворення і вторинного винесення [13, 45, 245]. Розроблено математичні моделі потоку плівкової рідини та руху частинок на криволінійній поверхні [13, 246] для випадку сильного впливу сил тертя на поверхні розділення фаз. Також способи організації руху плівки вловленої рідини при розробленні сепараційних пристроїв розглянуто в працях [44, 247].

Варто зазначити, що зміна товщини плівки одночасно по довжині та висоті каналу не розглядалось у вищезазначених роботах. Тому основною метою подібних досліджень є розроблення математичної моделі потоку плівкової рідини у тривимірній постановці з урахуванням зміни товщини як у вертикальному, так і в горизонтальному напрямках.

1.4 Нестационарні гідромеханічні і масообмінні процеси у гетерогенних системах

1.4.1 Способи та пристрої розділення гетерогенних систем

Для підвищення ефективності пристроїв для розділення багатокомпонентних гетерогенних було проведено патентний пошук у цій області досліджень. Зокрема, у патенті [248] авторами запропоновано малогабаритний високоефективний сепаратор СЦВ-5, призначений для вловлювання дрібнодисперсних рідких і твердих частинок з газового потоку в полі відцентрових сил. У патенті [249] авторами запропоновано фазний розділювач, призначений для сепарації газорідних сумішей, відділення газового потоку від рідини і механічних домішок і може бути використаний на об'єктах газової, нафтової та нафтохімічної промисловості.

У патенті [250] представлено трифазний нафтогазовий сепаратор, що включає в себе вертикальний резервуар, стійковий вхід встановлений на верхньому кінці бічної стінки ємності, а верх і низ корпусу ємності забезпечені

вхідним і вихідним штуцером для газу відповідно, на боковій стінці корпусу апарату встановлено штуцер для виходу нафти. У патенті [251] авторами запропоновано енергозберігаючий вертикальний фазовий сепаратор нафти, газу і води. Трифазний багатоступінчатий сепаратор, запропонований у патенті [252], обладнано впускним отвором для води і нафти. У патенті [253] наведено вертикальний трифазний сепаратор який містить газовідвідну трубу причому нижня частина газовідвідної труби забезпечена кожухом, газовипускна труба з'єднана з верхньою частиною корпусу апарата. Вертикальний нафтогазовий сепаратор запропоновано у патенті [254]. У патенті [255] авторами запропоновано сепараційне обладнання для поділу гетерогенних сумішей, зокрема, вертикальний нафтогазовий сепаратор. Конструкції вищезазначеного сепараційного обладнання наведені у додатку Б.

Вищезазначене обладнання працює із застосуванням традиційних способів і пристроїв сепарації. Так, зокрема, для очищення нафтового газу застосовуються коалесцери і сітчасті тумановловлювачі, які працюють за рахунок захоплення дрібнодисперсної рідини з газового потоку волокнистим матеріалом. Для розділення нафти і води використовується гравітаційне відстоювання або встановлюються пакети коалесційних насадок. Проте, ці способи мають низьку інтенсивність процесу сепарації та обмежений діапазон робочих швидкостей.

У зв'язку із вищезазначеним, є необхідність у розробленні удосконалених, більш енергоефективних пристроїв сепарації багатокомпонентних гетерогенних систем, які мають більш широкий діапазон ефективної роботи.

1.4.2 Визначення поверхні контакту фаз у процесах сепарації та масообміну

Тепло- і масопередача є поширеними процесами в хімічній промисловості, у яких розпилувальні вежі відіграють особливе значення. За останні роки конструкції веж були модифіковані для забезпечення високої ефективності робочого процесу, гнучкого гідравлічного навантаження, незначного

коефіцієнта тертя та зменшення собівартості. Застосування нових конструкцій пов'язане з модифікацією існуючих конструкцій з огляду на вплив екологічних аспектів і покращення технологічних та економічних показників.

Розпилювальні вежі характеризуються низьким коефіцієнтом тертя потоку газу, великою здатністю до варіювання відношення витрат газу до витрат рідини та відносно низькою собівартістю. У розпилювальних вежах відбуваються процеси поглинання, зокрема, NH_3 , H_2S , HF водою [256], SO_2 водою і розчинами NaOH , Na_2CO_3 та CaCO_3 [257–259] тощо. Дослідження показали, що додавання піноподібних речовин до абсорбуючих розчинів підвищує ефективність видалення забруднюючих речовин з відпрацьованих газів [260]. Цей спосіб застосовується для очищення газів від кислих забруднювачів, таких як SO_2 , HCl , HF , H_2S , NO_x [261], CO_2 [262–264] та летючих органічних сполук [265].

Одним із найважливіших параметрів у створенні, розрахунку та моделюванні розпилювальних веж (розпилювальні колони, скрубери Вентурі) є розмір крапель. У літературі [266] можна знайти декілька універсальних моделей для оцінювання розмірів крапель у пневматичних розпилювачах.

Для відновлення поверхні розділення фаз використовуються багатоступінчасті вежі. На послідовних стадіях застосовується подібний механізм розпилення рідини, а також приблизно однаковий перепад тиску. У конфузори швидкість газорідного потоку збільшується, що призводить до вивільнення кінетичної енергії та розпаду потоку рідини на краплі на виході з конфузора [267]. На практиці конусоподібні конфузори застосовуються, якщо максимальна швидкість газу значно перевищує значення 30 м/с. У промислових конструкціях використовуються такі геометричні характеристики конфузоров: кут конусності $\alpha = 45\text{--}60^\circ$ та коефіцієнт отвору

$$\phi = \left(\frac{d}{D}\right)^2 = 0,09\text{--}0,36. \quad (1.40)$$

Гідродинамічну ефективність скрубера можна оцінити за питомим споживанням енергії на формування одиницю площі поверхні розділення фаз. На практиці її можна оцінити за витратами енергії на одиницю маси перенесеного компонента. Зниження споживання енергії можна отримати зменшенням падіння тиску або підвищенням якості розпилення. З іншого боку, зі зменшенням кута конусності та/або коефіцієнта отвору конфузора зменшується перепад тиску і площі розвиненої міжфазної поверхні, що є результатом зменшення швидкості газу в поперечному перерізі меншого отвору конфузора [267].

Кількість літератури з аналітичних досліджень гідродинаміки та процесів масообміну в розпилювальних вежах не є значною [266, 267]. Дослідження, що проводилися до цього часу, в основному стосувались двох питань: лабораторних установок та аналізу процесів масопередачі для випадку одиничних крапель заданого діаметра. Дослідження [267] надало багато цінної інформації про коливання форми падаючих крапель та масових потоків у газовій і рідкій фазах.

Результати вищезазначених досліджень можуть бути корисними при аналізі різних процесів, що реалізуються в розпилювачах, таких як процеси абсорбції, сушіння та очищення.

Процеси розпилення відіграють також важливу роль у сфері розроблення засобів захисту рослин, модифікованих різними хімічними речовинами, що широко застосовуються в сільському господарстві. Їх застосування спрямоване на боротьбу з небажаними організмами, стимулювання стійкості рослин до збудників хвороб і захисту від впливу руйнівних факторів. При цьому, під час усіх агротехнічних операцій шукають найпоширеніші культури найвищої якості [268, 269]. Важливим аспектом, який слід враховувати, є питання мінімізації ризику для людей та навколишнього середовища, пов'язаного із використанням засобів захисту рослин. У зв'язку з діючими нормативними актами було введено припущення, згідно з яким всі сільськогосподарські види діяльності повинні розглядатися з урахуванням екологічних, економічних і соціальних аспектів [270]. Правильна реалізація агротехнічних процедур повинна здійснюватися за принципами надійних засобів і способів захисту рослин. Це дозволить досягти

запланованої ефективності, зберігаючи екологічні та економічні показники. Однією з найважливіших проблем при застосуванні засобів захисту рослин є проблема розприскування під час вітру. Для обмеження цього негативного явища було введено низку рекомендацій, що дозволяють проводити конкретні операції в заданих атмосферних умовах. При цьому необхідно прагнути до зменшення розмірів крапель розприскуваної речовини. Для цього змінюють склад розчину, що підлягає обприскуванню [271, 272]. Ще одним важливим питанням є забезпечення рівномірності застосовуваного розпилення, а отже, покриття заданих поверхонь [273]. Основними фізико-хімічними параметрами рідин, що впливають на процес розпилення, є в'язкість, коефіцієнт поверхневого натягу та густина. Згідно з літературними даними, типовими діапазонами, характерними для рідин, використовуваних у сільському господарстві [274] є такі: в'язкість 10^{-3} – 10^{-2} Па·с; густина 800–1200 кг/м³; коефіцієнт поверхневого натягу 0,020–0,073 Н/м. При цьому середній об'ємно-поверхневий діаметр крапель (SMD), або діаметр Саутера, визначається за наступним співвідношенням [268]:

$$SMD = \frac{\sum_{i=1}^n N_i d_i^3}{\sum_{i=1}^n N_i d_i^2} \quad (1.41)$$

Процеси адсорбції, ректифікації та сепарації супроводжуються тепло- і масообміном. Як відомо, передача тепла і маси відбувається через поверхню контакту фаз, яку визначають за поверхнею диспергованого газу або рідких частинок у суцільній фазі. Розмір площі поверхні розділення фаз є основним показником і визначальною характеристикою при моделюванні процесів і проектуванні відповідного сепараційного і тепломасообмінного обладнання хімічної технології. Цей параметр також є основним для розрахунків технологічних режимів сепараційних і тепломасообмінних процесів, розмірів і кількості контактних елементів і сепараційних секцій і. Питома поверхня

розділенн фаз на одиницю об'єму зазвичай визначається як $a = 6\varphi/d_p$ залежно від діаметра дисперсних частинок d_p і об'ємної частки газу φ .

Велика кількість досліджень присвячено процесам утворення дисперсних бульбашок або крапель, законам їх руху та розрахунку їх середнього діаметра. В. Г. Айнштейн, Ю. І. Дитнерський та Н. І. Гельперін розглядали процеси, що відбуваються в апаратах абсорбції та фракціонування. Вони зазначали, що утворення дисперсних частинок, їх розміри залежать від режиму відведення рідини/газу (вільний, ланцюговий) і режиму диспергування (крапельний, хвильовий), який реалізується різними пристроями. Бистрий і Кутепов звернули увагу на режими руху як окремої дисперсної частинки в суцільному середовищі, так і двох окремих фаз.

Тому важливим етапом дослідження є створення аналітичних рішень для визначення міжфазної поверхні при сепарації та тепломасообміні двофазних систем, розглядаючи фракційний розподіл дисперсних частинок як важливу характеристику для забезпечення математичного і чисельного моделювання та проектування сепараційного та тепломасообмінного обладнання.

Більшість дослідників визначають ефективну міжфазну поверхню шляхом проведення експериментальних досліджень. У статті [275] ефективна площа масообміну в турбулентному контактному абсорбері визначалась за допомогою дослідження хімічної абсорбції CO_2 у водному розчині NaOH . У результаті встановлено, що ефективна площа поверхні контакту фаз у 3–6 разів більша, ніж геометрична площа твердого наповнювача. Аналогічні дослідження були проведені для визначення ефективної площі масообміну для неструктурованого наповнювача (металевих кілець Рашига номінальним діаметром 20–70 мм) з використанням хімічної абсорбції [276]. У статтях [277–281] визначено ефективну площу поверхні обертової фільтрувальної секції. Вивчено також вплив радіальної товщини, швидкості обертання, швидкості потоку рідини та газу на ефективну поверхню контакту фаз. Ефективна поверхня контакту фаз також визначається для пористих середовищ [282] за допомогою методу GACR-методу (абсорбція газу / хімічна реакція), який також використовується для

оцінювання міжфазної поверхні у системі «газ – рідина» в реакторах. У працях [283–286] застосовано синхротронну рентгенівську мікротомографію для отримання тривимірних зображень з високою роздільною здатністю фаз системи «рідина – тверде тіло» насадкових колонах. У працях [284, 286] проведено порівняння методів оцінювання міжфазної поверхні в пористих середовищах. створено нові методи поділу багатоконпонентних систем, наприклад поділ у вихровому потоці [287], під дією сил магнітного поля [288], а також способи інерційно-фільтруючої, газодинамічної, вібраційно-інерційної та акустичної сепарації. Шляхи інтенсифікації робочого процесу [49, 50] та методологія числових моделювань процесів тепломасопередачі, а також підходи до покращення характеристик відповідного багатофункціональних нафтогазових сепараторів і тепломасообмінного обладнання представлені у працях [43, 289].

Також увага науковців звертається на застосування супергідрофобних поверхонь [22, 290–293] і мембран [294–297] та на енергоефективні модульні сепараційні пристрої, що використовуються для сепарації водо-нафтових емульсій та газорідинних сумішей. Також застосовується спосіб інерційної газодинамічної сепарації газодисперсних потоків у криволінійних конфузоро-дифузорних каналах [247] для підвищення надійності компресорного обладнання [16].

Останнім часом розширилися також поняття гідродинамічних характеристик дисперсних частинок у суцільній фазі. Зокрема, досліджено явища коалесценції дисперсних частинок, їх перехід у суцільну фазу та поведінку на гідрофобних поверхнях [298–300]. Практичне значення досліджень у цій галузі підкреслюється в попередніх дослідженнях [46] необхідністю розроблення обладнання для очищення нафти та газу, проектування розщиплювальних веж, інтенсифікації процесу інерційно-фільтруючої сепарації [13, 45] з високорозвиненою поверхнею контакту фаз.

Ураховуючи вищезазначені дослідження, необхідним є створення уточненої математичної моделі для визначення поверхні контакту фаз для процесів сепарації та тепломасообміну.

1.4.3 Дослідження капілярного підйому вловленої рідини

Капілярно-пористі матеріали широко застосовуються для створення робочої поверхні для інтенсифікації тепломасообмінних та сепараційних процесів. При цьому ефективність відповідних апаратів у значній мірі залежить від характеристик вологих каналів [301]. Тому розроблення достовірної математичної моделі, що описує процес капілярного підйому рідини, є актуальною науковою задачею, розв'язання якої дозволить розраховувати та проектувати більш ефективні пристрої.

У результаті проведеного аналізу наукових досліджень встановлено, що останні роботи, присвячені гідродинаміці капілярного підйому рідини використовують математичні моделі, що базуються на основному законі динаміки з урахуванням виразів для складових сил поверхневого натягу, гідростатичних сил і сил тертя [302]. Однак, ці рівняння не враховують зміну з часом маси водяного стовпа та стосуються виключно ламінарного режиму. Перевірка достовірності запропонованої математичної моделі можлива шляхом проведення експериментальних досліджень на капілярно-пористих матеріалах для їх подальшого застосування в тепломасообмінних апаратах [303].

Підвищений інтерес до технології випарного охолодження [304, 305] у різних її застосуваннях (кондиціонування повітря, рекуперація тепла тощо) спонукає до необхідності вдосконалення характеристик відповідного обладнання.

Більш висока здатність до висихання та швидкість випаровування можуть значно підвищити продуктивність обладнання для випарного охолодження. Огляд проблем, пов'язаних із експериментальними дослідженнями властивостей матеріалів для технологій випарного охолодження виконувались С. Жао [306]. Широкий спектр матеріалів зазвичай використовується як середовище для тепломасообміну і може бути класифікований за своїм типом (метал, волокна, пластик, керамік, цеоліту, вуглець тощо) [307, 308].

Відома математична модель «Dissolution-Modified Washburn Model» капілярного підйому рідин у частково розчинних шарах [309] було підтверджено для оцінювання змочуваності матеріалів. Ця модель забезпечує кращу відповідність висоти порівняно з даними про час капілярного підйому. Інші математичні моделі капілярного підйому рідини у пористих матеріалах були запропоновані Дж. М. Пауло [310], де основна гіпотеза заснована на припущенні, що проникність матеріалу істотно залежить від градієнта тиску. Тому модель краще підходить для оцінювання ефектів капілярного руху у пористих середовищах, на які впливає значний тиск. Також капілярний ефект підйому рідини в пористих середовищах з покриттям ZnO та відповідний механізм змочування було досліджено Ц.-Х. Чої [311]. Було встановлено, що сили тяжіння і в'язкості [312] відіграють важливу роль у процесі капілярного підйому [313]. Загальний підхід до забезпечення надійності відповідного технологічного обладнання представлено у дослідженнях [60, 314–316].

Крім того, велика кількість науково-дослідних робіт спрямована на підвищення ефективності обладнання для тепло- і масообміну [317]. Зокрема, продуктивність кожухотрубчастих теплообмінників [289] з різними конструкціями перегородок було досліджено у праці [318]. Методика чисельного моделювання процесу сепарації [43] та шляхів підвищення ефективності обладнання шляхом інтенсифікації робочого процесу запропоновано у праці [50]. Досягнуті результати демонструють можливість підвищення ефективності передачі теплової енергії [319]. Більше того, запропонована нижче математична модель може забезпечити можливість підвищення ефективності гідродинамічних процесів [49], регенерації промислових сорбентів [320] та інерційно-фільтруючого модульного сепараційного обладнання [13, 45] із застосуванням пористих наноматеріалів [321, 322] в умовах браку інформації для математичного описання ефекту капілярного підйому рідини в умовах експлуатації пористих середовищ для інтенсифікації процесів сепарації та тепломасообміну.

У зв'язку з вищезазначеним дослідження мають бути спрямовані на розроблення математичної моделі процесу капілярного руху в пористих матеріалах для подальшого застосування у системах випарного охолодження.

1.4.4 Інтенсифікація процесу грануляції органічних добрив

Фізична модель вимивання поживних речовин з капсульованих добрив може бути представлена кількома етапами [323–327]. У даний час відома фізико-математична модель опису процесу розчинення компонентів на основі азоту з капсульованих гранульованих добрив наведена у роботі [328]. Ця модель заснована на вивченні процесу дифузії через сферичну оболонку.

У той же час, для оцінювання екологічної складової процесу вимивання компонентів агрохімікатів з шару ґрунту ряд дослідників застосовують окремі математичні моделі, засновані на експериментальних дослідженнях, проведених у підземних свердловинах [329, 330]. Доцільність цього методу заснована на можливості експериментальної фіксації водорозчинних форм речовин при їх вимиванні водою. Зокрема, в науково-дослідній роботі [331] були вивчені внутрішні просторові характеристики переносу речовин у природних неоднорідних ґрунтах для подальшого розроблення відповідної математичної моделі. Наукові праці [320, 332] присвячено використанню впливу мікрохвильової енергії на регенерацію адсорбентів. Також статті [333, 334] дозволяють моделювати рух гранульованого матеріалу під час його вивільнення з добрив. У роботах [335–337] представлено огляд технічного підходу на основі математичного моделювання процесу вимивання добрив. Наукова праця [338] стосується моделювання процесу дифузії однієї гранули і моделювання контрольованого вивільнення поживних речовин з добрив, покритих полімером. Також у роботі [339] запропоновано статистичну модель дифузійного вивільнення.

Використання значних доз азотних добрив призводить до накопичення нітрату азоту в основних сільськогосподарських продуктах, а також у ґрунті, що

призводить до деградації останнього та зниження якості продукції. [340]. В якості матеріалів для оболонок використовуються також епоксид, поліестер, карбамідні смоли, сірка, фосфоровмісні речовини, парафін тощо [341–344]. Більшість використовуваних речовин не розчиняється в ґрунті. Як наслідок, кожне внесення таких добрив збільшує забруднення ґрунту, що негативно впливає на подальшу його експлуатацію. Утворення покриття на поверхні мінеральних гранул може відбуватись у результаті реакції двох або більше речовин. Прикладом такої технології є капсульована частинка [345], яка складається із серцевини та оболонки, розміщеної навколо неї.

Основним і суттєвим недоліком капсульованих матеріалів порівняно з некапсульованими є підвищення енергоспоживання та додаткові матеріальні витрати на їх виробництво [346]. Для підвищення конкурентоспроможності капсульованих добрив необхідно використовувати дешеві матеріали та композиції на їх основі.

У промисловості застосовують два способи очищення посліду – механічне та промивання водою. Завдяки цьому розрізняють природний рідкий гній з вологістю (65–70 %), напівтвердий гній (91–95 %) та стічні води (більше 95 % води). Таким чином, найбільш прийнятною технологією отримання органічних і органо-мінеральних гранул є їх грануляція в апараті з псевдозрідженим шаром [347].

У зв'язку з вищезазначеним, останні дослідження не дозволяють розробити комплексну математичну модель, параметри якої визначаються за результатами числових та експериментальних даних, використовуючи регресійні залежності.

1.4.5 Дослідження процесу пневмокласифікації сипких сумішей

У промисловості широко застосовуються пристрої для гідромеханічного та термічного оброблення гранульованих матеріалів, такі як пневматичні класифікатори, нагрівачі, охолоджувачі, сушарки та гранулятори. Ці апарати

традиційно мають циліндричну, конічну та призматичну форму тіла або їх комбінацію. У випадку змінного поперечного перерізу зазвичай застосовуються такі апарати: пневматичні сепаратори для потоків газу у вертикальних секціях у газотранспортних системах [348]; пневматичні класифікатори для відділення зернистих матеріалів для отримання органічних мінеральних добрив [148]; канали розділення в грануляторах з псевдозрідженим шаром для запобігання винесення дрібних частинок із циклонів [349]. У зв'язку з цим структура потоку в технологічному обладнанні суттєво впливає на теплові та гідромеханічні процеси в них.

Варто зазначити, що гідродинамічні особливості значно ускладнюються, якщо технологічні процеси реалізуються в апараті зі змінним перерізом. У цьому випадку, незважаючи на наявність отриманих емпіричних залежностей для конічних апаратів [350], ці моделі не дозволяють пояснити гідродинамічні особливості двофазного потоку і, отже, створити достовірні математичні моделі.

Останні публікації спрямовані на розробку методів дослідження двофазних потоків. Зокрема, дослідницькі роботи [350, 351] стосуються моделі Лагранжа для моделювання траєкторій рідких частинок у двофазних потоках, використовуючи різні моделі турбулентності [352]. Як результат, вихровий метод реалізовано на основі Лагранжевого підходу до розв'язання задачі гідродинаміки рідкої фази. У дослідженні запропоновано методологію комбінованого використання аналітичного підходу та скінченнооб'ємного аналізу для вирішення прикладних задач у галузі машинобудування [353].

У статті [354] обговорюється процес пневматичної класифікації твердих частинок. Дослідження [355] розглядає кінетику утворення крапель у розпилювальній башті для забезпечення ефективності процесу та продуктивності масообмінного обладнання.

Дослідження [356] присвячено забезпеченню ефективності класифікації полідисперсних матеріалів у гравітаційних пневматичних класифікаторах з каскадом полиць.

Дослідницька робота [16] спрямована на розроблення нового методу вібро-інерційного газодинамічного розділення газоконденсатних сумішей. Додатково в науково-дослідній роботі [45] запропоновано математичну модель для визначення розподілу та міграції захопленої рідини у сепараційному каналі під час процесу інерційно-фільтруючої сепарації.

У статті [357] запропоновано експериментальний підхід до вивчення процесу сепарації в пневматичних класифікаторах. У результаті запропоновано шляхи підвищення ефективності сепараторів за рахунок зменшення питомого навантаження за допомогою попереднього відділення вихідної суміші. Додатково в дослідженні [358] запропоновано експериментальний метод спектроскопії для виявлення наявності рідкої фази в суміші у повітряному потоці. У дослідній роботі [359] розроблено новий тип відцентрового пневматичного класифікатора на основі аналізу принципу пневматичної класифікації порошкових матеріалів. У результаті експериментально досліджено новий технологічний процес класифікації, запропонований для промислового застосування [322]. У дослідницькій роботі [360] запропоновано способи моделювання процесів отримання пористих матеріалів з регульованими властивостями.

У рамках науково-дослідної роботи [361] розроблено пневматичний сепаратор-класифікатор для відділення ультратонкої, порошкової фракції. Крім того, в роботі [362] представлено моделювання аеродинаміки двофазного вихрового турбулентного потоку в каналі пневматичного відцентрового сепаратора-класифікатора. Поле швидкості вихрового потоку газової фази визначається на основі рівнянь Рейнольдса. У результаті прогнозується ефект турбулентної дифузії частинок за рахунок пульсуючого руху газової фази на основі запропонованої напівемпіричної імовірнісної моделі.

У статті [363] розроблено пневматичний класифікатор без механічних рухомих деталей, а також проведено відповідний теоретичний аналіз та експериментальні дослідження. У результаті ефективність розділення тонкої фракції порошку збільшена на 5 % [364]. У наукових роботах [49, 365, 366]

запропоновано математичні моделі забезпечення надійності технологічного обладнання.

У дослідженні [44] розроблено аналітичний підхід і регресійну процедуру для вирішення стаціонарної задачі гідроаеропружності динамічних сепараційних елементів. Дослідницька робота [367] спрямована на застосування комп'ютерних засобів реалізації зв'язаних задач обчислювальної динаміки рідини для моделювання горизонтальної пневматичної класифікації частинок сферичної та циліндричної форми.

У статті [368] запропоновано новий метод оцінювання геометричних параметрів повітряного класифікатора з використанням штучних нейронних мереж. Перевірка результатів досліджень експериментальними даними свідчить про достовірність запропонованого підходу. У статті [369] розглядається експериментальне дослідження впливу геометричних параметрів контактних елементів на ефективність процесу пневматичної класифікації для гранульованих матеріалів. У результаті запропоновано алгоритм визначення конструкційних параметрів пневматичних класифікаторів.

У науковій праці [370] вивчено вплив завантажувальної сировини на ефективність сепарації. Експерименти проводилися для частинок розміром у діапазоні 45–110 мкм. Якість класифікації аналізувалась за допомогою коефіцієнтом і ефективністю розділення. У статті [371] розроблено відцентровий повітряний класифікатор для підвищення ефективності класифікації і розширення діапазону робочих параметрів, особливо для частинок розміром менше 10 мкм.

Проте досі не існує єдиної методики вивчення процесу пневматичної класифікації, яка б дозволила створити спрощені, але надійні математичні моделі робочого процесу. Крім того, існує потреба у розробленні регресійних процедур для визначення параметрів аналітичних моделей на основі результатів фізичних експериментів.

Гранульовані матеріали також корисні в ряді інших інженерних застосувань, наприклад, для збільшення дифузійного шару в паливних елементах

[372], включаючи ефект капілярного тиску, що досліджується на основі фрактальних структур [373]. З іншого боку, на практиці широко застосовуються пористі матеріали, особливо у волокнистих пористих середовищах, що складаються з волокон і твердих частинок [374], зокрема для підвищення ефективності дифузії через пористі носії [375].

Гранульовані матеріали поділяються на дрібні та грубі фракції переважно під впливом гравітаційних та інерційних сил у висхідному потоці газу в гравітаційних пневматичних класифікаторах або пристроях відцентрового типу [376]. При цьому, основними завданнями останніх досліджень є розроблення комплексного підходу для моделювання гідродинаміки зваженого шару, коли він переходить з полідисперсної фракції в апарат і відділяється турбулентним газовим потоком.

Більшість конструкцій пневматичних класифікаторів працюють достатньо ефективно як сепаратори для видалення дрібних фракцій із гранульованих сумішей із вмістом дрібної фракції у вихідному матеріалі в межах 15–20%. При відокремленні подвійних зернистих сумішей з рівним вмістом дрібної та грубої фракцій типові пневматичні класифікатори забезпечують чистоту отриманих фракцій 70–75%. Проте технології, що вимагають відділення чистого продукту, мають забезпечувати ефективність розділення принаймні 95 %. Тому необхідно розробити нові конструкції пристроїв або пристрої з принципово іншою організацією процесу пневматичної класифікації та пневматичного збагачення гранульованих сумішей для отримання достатньо чистого продукту. При цьому важливою метою дослідження процесу пневматичної класифікації є розроблення відповідної математичної моделі, яка дозволяє визначити концентрацію дрібних частинок у зваженому шарі гранульованого матеріалу [377]. Найпростіші пневматичні класифікатори з вертикальними каналами не використовуються достатньо широко, оскільки вони не забезпечують необхідної ефективності розділення [378]. Подальше розроблення таких пристроїв була представлена зигзагоподібними пневматичними класифікаторами [379, 380], у яких відцентрові сили виникають внаслідок обертання потоку газу, викликаючи

циркуляцію частинок. Проте цей тип пневматичного класифікатора був модернізований, і нова конструкція має вертикальний канал з прямокутним перерізом, в якому полиці встановлені під двома різними кутами до потоку газу [348, 381].

Пристрій із похилими перфорованими полицями дозволяє реалізувати активний аеродинамічний режим підвішування зернистого шару. Апарати такої конструкції дозволяють ефективно видаляти дрібну фракцію менше 1 мм із полідисперсної суміші гранульованих мінеральних добрив [148].

Пневматичні класифікатори з псевдозрідженим зернистим шаром і перфорованою решіткою [382, 383] в основному призначені для видалення з шару частинок, менших за 0,5 мм. Це дозволяє розширити можливість сепарації для збільшення швидкості потоку газу, що призводить до збільшення витрат енергії.

Пневматичні класифікатори, засновані на дії відцентрових сил, в основному використовуються для відділення тонкої фракції з розміром частинок менше, ніж 40–50 мкм [361, 384]. Основним їх недоліком є вміст значної кількості (близько 20–25 %) дрібних частинок та наявність грубої фракції у кінцевому продукті. Крім того, відцентрові турбоповітряні класифікатори достатньо складні з технологічної точки зору [385, 386].

Пневматичні класифікатори ромбічної форми є відносно новими пристроями, які застосовуються в технології виробництва органічних мінеральних добрив [148]. Через відсутність внутрішніх контактних елементів пневматичні класифікатори ромбічної форми мають менший гідравлічний опір.

Складні нелінійні залежності, що описують гідромеханічні процеси у пневмокласифікаторах, можна чисельно дослідити за допомогою систем штучного інтелекту на основі узагальненого підходу, представленого в роботі [387]. Також стаття [388] присвячена зменшенню складності практичного використання емпіричних констант та їх застосування до конкретних умов. У роботі запропоновано використання графічного методу обчислення процесу пневматичної класифікації за допомогою кривих розділення [389].

У дослідницьких роботах [390, 391] були запропоновані перші шляхи вдосконалення пневмокласифікаторів. Дослідження процесу класифікації полідисперсних матеріалів у гравітаційному повітряному класифікаторі було розглянуто в попередніх дослідженнях [392]. У статті [393] досліджено вплив концентрації частинок на пульсаційну швидкість дисперсної фази у турбулентному потоці [394]. У результаті проведено числовий експеримент з моделювання руху концентрованої суспензії твердих сферичних.

Наукові статті [395–398] розглядають процес агломерації як поширеного явища в процесах сепарації та пневмокласифікації. У результаті використання моделі Рампфа [399] та відповідних числових моделювань доведено, що механічні властивості агломератів залежать від їх структур. Також підтверджено, що для видалення дрібних частинок може бути застосовано технологію акустичної агломерації [400]. У статті [401] представлено порівняння поведінки дрібних частинок агломерату під час перемішування. В експериментальній роботі [402] представлені способи експериментального оцінювання параметрів процесу агломерації дрібних частинок газомеханічних сумішей.

Попередньо отримані рівняння [392] дозволяють визначити поле швидкості двофазного потоку та оцінити зміну швидкості частинок за геометричними параметрами пневмокласифікатора залежно від швидкості газу.

Зміна форми робочого об'єму пристрою також може підвищити якість розділення за рахунок варіювання гідравлічним опором для збільшення питомої продуктивності та ефективності процесу пневматичної класифікації [399]. У роботі [400] запропоновано створення кластерів фракцій, що містять як грубу, так і дрібну фракції, що збільшує енергоємність установки за рахунок утворення достатнього підйому. Для раціонального використання робочого простору та більш ефективних засобів і методів впливу на витрати сипучого матеріалу розроблена модель, яка забезпечує значне покращення якості розділення [401]. Перероблення фосфоритів при виробництві фосфорних мінеральних добрив і сировини з більш грубими частинками (більше, ніж 0,2–0,3 мм) потребує тривалішого часу для розпаду кислоти, але при менших (менших, ніж

0,05–0,06 мм) – призводить до інтенсивного запилення в місцях перевантаження. Тому такі технології вимагають додаткової стадії сепарації, що реалізуються в одному об'ємі пристрою для пневматичної класифікації [402]. Отримані у роботі [403] експериментальні результати свідчать про необхідність встановлення похилої перфорованої пластини під кутом 30° до вертикалі навпроти вхідної насадки вихідної суміші, що дозволяє збільшити швидкість повітряного носія та зменшити гідравлічний опір. Це дозволило стабілізувати процес класифікації, скоротити час виходу на робочий режим і підвищити чистоту продукту. Робочі параметри класифікатора та характеристики дисперсної фази розраховано на основі обчислень, запропонованих у роботі [404]. Через необхідність підвищення вимог до якості готового продукту та економії сировини розроблення нових принципів організації процесу гравітаційної пневматичної класифікації та створення її науково-теоретичних основ є актуальними питаннями.

1.5 Висновки до першого розділу, постановка задач дослідження

З огляду на вищезазначене, сформульована мета дослідження – розроблення науково-теоретичних основ вібраційних процесів у гетерогенних системах, підвищення ефективності розділення гетерогенних систем та отримання монодисперсного краплинного середовища шляхом інтенсифікації та вдосконалення процесів у вібросепараторах, пневмокласифікаторах і віброгрануляторах.

Для досягнення поставленої мети в дисертаційній роботі необхідно вирішити такі завдання:

– провести аналіз та узагальнення теоретичного опису гідродинамічних процесів з урахуванням впливу вібрацій на структуру гетерогенних систем у сепараційному, класифікаційному і грануляційному обладнанні з метою підвищення їх ефективності та обґрунтувати напрям наукових досліджень;

– забезпечити науково-теоретичне обґрунтування процесів вібраційної сепарації, пневмокласифікації газодисперсних потоків і віброгрануляції плавів,

а також теоретично обґрунтувати фізичні процеси, зокрема вибіркової сепарації та віброакустичної коагуляції, для практичної реалізації можливостей інтенсифікації гідромеханічних процесів хімічної технології за рахунок накладання коливань;

– створити концептуальні основи теорії гідроаеропружної взаємодії газокраплинного потоку з деформівними елементами сепараційних пристроїв;

– розробити математичну модель вторинного подрібнення краплинної рідини під дією вібраційного впливу;

– уточнити математичну модель визначення питомої поверхні контакту фаз у процесі сепарації двофазних систем;

– розробити науково-теоретичні основи дослідження процесу стікання плівки вловленої рідини в каналі сепараційного пристрою під час її взаємодії з газокраплинним потоком зі сполученим конвективним теплообміном на охолоджуваних поверхнях контактних елементів;

– удосконалити математичну модель нестационарного капілярного підйому рідини з метою обґрунтування можливості застосування накладених вібрацій для інтенсифікації процесу фільтрації та відведення вловленої краплинної рідини із сепараційного каналу;

– створити теоретичні основи оцінювання параметрів процесів сепарації та пневмокласифікації газодисперсних систем;

– створити математичну модель процесу передавання енергії від механічного збудника коливань до плаву рідини у вібраційному грануляторі та розробити методику оцінювання параметрів процесу, а також дослідити механізм вібраційного впливу на рідину та струмені рідини в процесі віброгрануляції та встановити взаємозв'язок між вібраційними характеристиками і дисперсним складом отримуваних крапель (гранул);

– розробити та впровадити енергоефективні модульні сепараційні пристрої, що реалізують вібраційно-фільтрувальний принцип розділення, і апарати для пневмокласифікації аеродисперсних систем та розширити сфери застосування запропонованих науково-теоретичних і практичних підходів.

РОЗДІЛ 2

МЕТОДОЛОГІЯ НАУКОВИХ ДОСЛІДЖЕНЬ

2.1 Обґрунтування вибору напрямку наукового дослідження

Процеси сепарації гетерогенних дисперсних систем, зокрема емульсій, суспензій і аерозолів, а також пневмокласифікації газодисперсних систем є супутніми при протіканні гідромеханічних, теплових, масообмінних процесів у промислових машинах і апаратах. Ці процеси, поряд із процесом грануляції плавів рідини, органічних добрив тощо є, а також відповідне сепараційне, пневмокласифікаційне і грануляційне обладнання є невід’ємними складовими промислових установок у галузі хімічної технології та інженерії. При цьому, ці процеси супроводжуються вібраційними ефектами, які впливають на основний процес. Тому дослідження гідродинамічних процесів сепарації гетерогенних систем зі сполученим тепломасообміном, пневмокласифікації газодисперсних систем і віброгрануляції плавів становить фундаментальну проблему гідромеханіки і тепломасообміну. Таким чином, сформульована проблема має важливе практичне значення у проектуванні енергоефективних апаратів хімічної технології з метою забезпечення надійності, екологічної безпеки і ресурсозбереження відповідних технологічних систем.

При цьому, вібраційні процеси поряд із супутніми, у тому числі нестационарними процесами різної природи, що супроводжують основні, впливаючи на зміну параметрів ефективності, є недостатньо дослідженими. Зокрема, на частинки дисперсної фази у сепараційному каналі діє складна система сил різної природи. Зокрема, дія додаткового надлишкового тиску між віброуючою пластиною у віброгрануляторі та перфорованою оболонкою, а також у сепараційному каналі між деформівними елементами і нерухомою стінкою корпусу виникає явище вібраційного зважування, яке за різних характеристик вібраційного впливу чинить як позитивний, так і негативний вплив. При сепарації аерозолів, між високодисперсними частинками попарно діють сили

Бйоркнеса, які за різних умов можуть призводити як до зближення частинок дисперсної фази, так і до їх віддалення. Також, створенню і дослідженню накладених вібрацій на багатофазний потік присвячені розділи мікрівіброреології, частково пояснюючи, зокрема, явище синфазних пульсацій потоку у протифазі до коливань вібруючої стінки. Позитивний вплив вищезазначених ефектів різної природи частково пояснює ефекти віброкоагуляції частинок дисперсної фази, а також явища турбулентної дифузії та міграції рідини.

Нестаціонарні процеси суттєво впливають на процеси фільтрації. Так друга, нестаціонарна стадія фільтрації характеризується змінами з часом фільтруючого середовища [405]. Зокрема, у наслідок накопичення частинок, впливу вологи, агресивних газів та інших явищ ефективність вловлювання і гідравлічний опір постійно змінюються. Ця стадія менш тривала, проте в умовах експлуатації промислових фільтрів вона має визначальне практичне значення унаслідок короткотривалості першої, стаціонарної стадії [406] (для частинок дисперсної фази розміром до 0,3 мкм – фільтрація дифузійною; для частинок більше 0,3 мкм – контактна та інерційна фільтрація).

Варто зазначити, що здатність кожного з цих ефектів як позитивно, так і негативно впливати на основний процес обумовлює існування граничних значень критеріїв, що визначають розміри частинок дисперсної фази залежно від характеру вібраційного впливу. При цьому, вібраційний вплив на частинки дисперсної фази, розмір яких перевищує деяке граничне значення d_{cr} , призводить до зменшенні розміру цих частинок. З іншого боку, явище вібраційної коагуляції призводить до укрупнення частинок, розмір яких менший за граничне значення d_{cr} . Ефекти турбулентної міграції та вібраційного зважування призводять до накопичування краплинної рідини близько контактних елементів сепараційного пристрою та подальшого відведення вловленої плівкової рідини, зокрема, фільтруючим шаром з інтенсифікацією процесу фільтрації за рахунок накладеного вібраційного впливу. Більше того, суперпозиція різних впливів

вторинних процесів на багатофазний потік може бути обрана за основу обґрунтування процесу вибіркової сепарації.

З огляду на вищезазначене та наслідок складності та різноманітності нестационарних, у тому числі вібраційних процесів, проблема дослідження їх впливу на основні процеси сепарації, фільтрації, класифікації та грануляції є актуальною, має наукову новизну і практичну значущість.

На основі проведеного патентного пошуку здійснено порівняльний критичний аналіз сучасних методів розділення дво- і трифазних багатокомпонентних гетерогенних систем. На підставі комплексного підходу у відповідності до класифікації сепараційного обладнання за основними функціональними і конструктивними ознаками та основних методів розділення визначено основні способи інтенсифікації гідродинамічних процесів і підвищення ефективності сепарації. У відповідності до обраної стратегії оптимізаційних статичних і динамічних моделювань процесів сепарації та сепараційного обладнання слід розв'язати наступні задачі: розроблення фізичних моделей процесів сепарації з подальшим аналізом впливу режимно-технологічних і апаратурно-конструктивних параметрів за обраним критерієм ефективності як цільової функції; вибір типів сепараційних пристроїв і їх геометричних розмірів для кожного ступеня сепарації, які задовольняють умовам отримання необхідного рівня ефективності робочого процесу; розв'язання задачі раціонального вибору процесів сепарації за умов різних видів моделювань і визначення комплексного критерію ефективності процесів сепарації.

Необхідність у розвиненні наукового підходу до фізичного і математичного моделювання гідродинамічних процесів сепарації і пневмокласифікації газодисперсних систем та віброгрануляції плавів має ґрунтуватись на розширенні уявлення про основні методи і механізми дослідження вібраційного впливу на відповідні гетерогенні системи. При цьому, робочою гіпотезою є припущення про можливість зниження енергетичних витрат (гідравлічного опору) та підвищення ефективності (ступеня розділення)

високодисперсних часток шляхом визначення перспективних напрямків організації руху і взаємодії турбулентних двофазних потоків, використання позитивного ефекту та уникнення негативного впливу вібраційних, нестационарних і вторинних процесів на основний процес сепарації з подальшим розробленням і дослідженням відповідних експериментальних зразків відповідних пристроїв.

Теоретичні дослідження і моделювання руху суцільної та дисперсної фази та рухомих, у тому числі деформівних сепараційних елементів, а також процесу передачі енергії від збудника коливань до перфорованої оболонки віброгранулятора мають спиратись на фундаментальні закони класичної механіки, механіки рідини і газу, класичні положення гідраеромеханіки, а також на теорії гідраеропружності. На емпіричному рівні наукових досліджень мають бути застосовані методи реалізації експериментальних досліджень із застосуванням сучасних засобів вимірювання.

Таким чином, спираючись на критичний огляд науково-технічної літератури щодо розв'язання поставленої наукової проблеми, встановлено перелік раніше невирішених задач для досягнення поставленої мети дисертаційної роботи – підвищення ефективності процесу розділення гетерогенних систем шляхом інтенсифікації процесів у сепараційних пристроях з вібраційними елементами, у апаратах для пневмокласифікації та у віброгрануляторах. Для досягнення поставленої мети в дисертаційній роботі необхідно вирішити комплекс завдань: провести науково-теоретичне обґрунтування процесів вібраційної сепарації, пневмокласифікації газодисперсних потоків та віброгрануляції плавів; створити наукові основи дослідження гідраеропружної взаємодії газокраплинного потоку з деформівними елементами сепараційних пристроїв; теоретично обґрунтувати фізичні процеси, зокрема, вибіркової сепарації та віброакустичної коагуляції для практичної реалізації можливостей інтенсифікації гідромеханічних процесів хімічної технології за рахунок накладання коливань; розробити математичну модель вторинного подрібнення краплинної рідини під дією вібраційного

впливу; уточнити математичну моделі визначення питомої поверхні контакту фаз у процесі сепарації двофазних систем зі сполученим тепломасоперенесенням; дослідити тривимірну модель стікання плівки вловленої рідини у каналі сепараційного пристрою при її взаємодії з газокраплинним потоком із супутнім процесом конвективного теплообміну на охолоджуваних поверхнях контактних елементів; удосконалити математичну модель нестационарного капілярного підйому рідини для обґрунтування можливості застосування накладених вібрацій для інтенсифікації процесу фільтрації та відведення вловленої краплинної рідини із сепараційного каналу; створити теоретичні основи оцінювання параметрів процесів сепарації та пневмокласифікації газодисперсних систем; створити математичну моделі процесу передачі енергії від механічного збудника коливань до плаву рідини у вібраційному грануляторі та розроблення методики оцінювання параметрів процесу; розробити та впровадження енергоефективних модульних сепараційних пристроїв, що реалізують вібраційно-фільтруючий принцип розділення, і апаратів для пневмокласифікації аеродисперсних систем, а також розширення сфер застосування запропонованих науково-теоретичних і практичних підходів.

При цьому, дослідження основних, вібраційних і вторинних процесів вібраційно-фільтруючої сепарації і пневмокласифікації гетерогенних систем, а також віброгрануляції плавів рідини дозволили сформулювати фундаментальні проблеми гідромеханіки, на основі яких можуть бути розв'язано ряд інших наукових проблем з моделювання і проектування вібраційно-інерційного сепараційного, пневмокласифікаційного та віброгрануляційного обладнання хімічної, нафтогазової та інших галузей промисловості. Відповідно, літературно-патентний пошук здійснювався у наступних областях сучасного наукового стану проблеми (розділ 1). Зокрема, розглянуто теоретичні та практичні проблеми дослідження гідромеханічних і тепломасообмінних процесів, включаючи розгляд гідродинамічних особливостей багатофазних потоків, сил різної природи, що впливають на рух дисперсної фази у нестационарному

багатофазному потоці, та ефектів, викликаних впливом накладених вібрацій. Вивчено стан сучасних наукових знань з дослідження ефектів, що супроводжують процес сепарації багатокомпонентних гетерогенних систем, включаючи гідроаеропружну взаємодію функціональних елементів сепараційного пристрою з газодисперсним потоком, явище турбулентної дифузії та турбулентного осадження краплинної рідини у гравітаційному полі, вібраційне зважування краплинної рідини, а також руйнування плівкової рідини, хвилеутворення, бризковинесення та вторинне подрібнення краплинної рідини. Також досліджено основні моделі відведення вловленої рідини через фільтруючі елементи, у тому числі моделі стікання плівки вловленої краплинної рідини у сепараційних пристроях, способи визначення поверхні контакту фаз та моделі капілярного підйому вловленої рідини. Додатково розглянуто проблеми інтенсифікації процесу грануляції органічних добрив, пневмокласифікації сипких сумішей та застосування накладених вібрацій для інтенсифікації робочих процесів у грануляційному обладнанні, на які також можуть бути поширені наукові результати дослідження вторинних процесів сепарації багатокомпонентних гетерогенних систем.

Висновки, сформульовані у результаті критичного аналізу наукового стану досліджуваної проблеми, дозволили сформулювати зміст дисертаційного дослідження, а саме його розділів 2–7.

Зокрема, другий розділ присвячено обґрунтуванню вибору напряму наукового дослідження і створенню науково-методологічних основ проведення дисертаційного дослідження. При цьому за наукову основу створення математичних моделей вібраційних гідромеханічних і тепломасообмінних процесів обрано теорію ідентифікації (оцінювання) параметрів, яка набула свого розвитку у створенні нових методів оцінювання параметрів математичних моделей гідромеханічних процесів за даними експериментальних досліджень, а також у розробленні комплексного науково-методологічного підходу до розв'язання задач теорії сепарації та пневмокласифікації гетерогенних систем. Розроблено теоретичні основи оцінювання параметрів математичних моделей

гідромеханічних систем із застосуванням засобів штучного інтелекту, застосовані для динамічного аналізу сепараційних елементів та оцінювання параметрів ефективності процесу розділення газокраплинних систем. Також у цьому розділі наведено стратегію і планування числових моделювань і фізичних експериментів для проведення експериментальних досліджень поверхні розділення фаз в абсорбційній вежі, числового і фізичного моделювання процесів сепарації газокраплинних систем, пневмокласифікації газодисперсних систем, капілярного підйому рідини, а також вібраційної грануляції плавів.

Третій розділ присвячено розробленню теоретичних основ вібраційно-фільтруючої сепарації газодисперсних систем. Зокрема, створено математичні моделі гідромеханічних процесів вібраційної сепарації, у тому числі досліджено гідродинаміку газокраплинного потоку у каналі з віброуючою стінкою, аналітично встановлено значення сили Бассе за умов накладання вібраційного впливу, уточнено математичну модель процесу віброзважування. Також проведено математичне моделювання гідроаеропружної взаємодії газодисперсного потоку з динамічними відбійними елементами. Закладено наукові основи теорії ґратчастих структур та удосконалено існуючі моделі нестационарного капілярного підйому рідини, у тому числі за умов накладання вібраційного впливу.

У четвертому розділі досліджується процес вібраційної грануляції плавів. Зокрема, визначено кінематичні характеристики краплинної рідини у процесі віброгрануляції, створено математичну модель динаміки віброгранулятора. Також надані рекомендації щодо вибору приводу обертового руху та наведено математичні моделі вільних і вимушених коливань ротора віброгранулятора.

Теоретичні основи дослідження вторинних процесів сепарації і тепломасообміну у гетерогенних системах розглянуто у п'ятому розділі. Зокрема, проведено математично моделювання процесу стікання плівки вловленої рідини у тривимірній постановці з урахуванням конвективного теплообміну при конденсації на охолоджуваних поверхнях. Розвинуто науковий підхід до визначення поверхні розділення фаз з прикладом практичної реалізації,

а також створено модель вторинного подрібнення крапель дисперсної фази з визначенням відповідних кількісних характеристик та обґрунтовано існування граничного значення критерія Вебера.

Шостий розділ присвячено інтеграції розроблених науково-теоретичних основ з теоріями нестационарних гідромеханічних і тепломасообмінних процесів у галузі хімічної технології та інженерії, у тому числі поширенню отриманих закономірностей на методи теоретичних і експериментальних досліджень. Це стосується застосування уточненої математичної моделі процесу пневмокласифікації аеродисперсних систем, визначенню нестационарного розподілу концентрації дисперсної фази у об'ємі зваженого шару, дослідження процесу вимивання поживних речовин з капсульованих мінеральних добрив, а також оцінюванню дисперсного складу крапель аерозолю у процесі розпилення рідини з поверхнево-активними полімерними домішками.

Практична реалізація результатів дисертаційного дослідження наведена у останньому, сьомому розділі на прикладах створення методики класифікації сепараційного обладнання за конструкторсько-технологічними ознаками та розроблення нових енергоефективних пристроїв сепарації високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку. У цьому розділі також запропоновано узагальнені методики для визначення ефективності гідромеханічних і тепломасообмінних процесів, у тому числі необхідної кількості блоків сепараційного пристрою за ефективністю вловлювання краплинної рідини.

Для виконання дисертаційної роботи обрано сучасні методи аналітичного та імітаційного моделювання, а також експериментальних досліджень. Результати роботи базуються на фундаментальних основах теоретичної та обчислювальної гідромеханіки, тепломасообміну, теорії сепарації газокраплинних систем, теорії пневматичної класифікації газодисперсних систем, а також теорії коливань та гідроаеропружності у поєднанні з методами оцінювання параметрів математичних моделей із комплексним використанням мультидисциплінарного підходу до їх застосування.

Концептуальна логіко-структурна схема реалізації дисертаційного дослідження наведена у додатку В.

Для підтвердження достовірності результатів дослідження розроблено методи оцінювання параметрів запропонованих математичних моделей за результатами експериментальних досліджень із застосуванням квазілінійного регресійного аналізу та засобів штучного інтелекту.

Наукова новизна одержаних результатів полягає у вирішенні важливої наукової проблеми інтенсифікації процесів у сепараційних, класифікаційних і грануляційних пристроях шляхом розроблення науково-теоретичних основ процесу вібраційного впливу на гетерогенні системи, моделювання гідродинаміки модульних сепараційних пристроїв, аналізу впливу процесів сполученого конвективного теплообміну і нестационарного капілярного руху рідини при фільтрації на ефективність процесів сепарації газоконденсатних систем, а також запобігання негативної дії вторинних процесів (бризковинесення, руйнування плівкової рідини і хвилеутворення та подрібнення крапель дисперсної фази) та впливу вібрацій на процес утворення гранул монодисперсного складу.

Таким чином, обраний напрям наукового дослідження є обґрунтованим, а запропоновані мета і завдання дослідження – актуальними і такими, що мають наукову новизну та практичну значущість.

2.2 Комплексний науково-методологічний підхід до розв’язання задач теорії сепарації багатокomпонентних гетерогенних систем

2.2.1 Теоретичні основи оцінювання параметрів математичних моделей гідромеханічних систем

Створення достовірних математичних моделей робочих процесів на стадії проектування машин, апаратів та інших технічних пристроїв здебільшого визначають вібронадійність та ефективність роботи останніх. При цьому фізичні

параметри систем, зокрема, коефіцієнти жорсткості та опору реакцій рідинного шару, а також структура та коефіцієнти моделей внутрішньої взаємодії тощо складно оцінити з необхідною точністю. Проте, ефективним шляхом створення достовірних математичних моделей процесів є застосування методів ідентифікації параметрів, які ґрунтуються на уточненні коефіцієнтів системи рівнянь, що описують механічні, гідромеханічні, тепломасообмінні та інші фізичні процеси за даними експериментальних досліджень.

Досвід дослідження динамічних моделей вільних і вимушених коливань механічних систем [407–411] свідчить про те, що відповідна задача ідентифікації постає складною обчислювальною проблемою. Теорія ідентифікації параметрів як наукова основа створення достовірних математичних моделей нестационарних гідромеханічних і тепломасообмінних процесів включає наступні елементи:

1) розроблення фундаментальних аспектів створення достовірних математичних моделей коливальних фізичних процесів. При цьому, особлива увага приділяється методам оцінювання параметрів гідромеханічних процесів, які описуються математичними моделями, за даними експериментальних досліджень з прикладами практичної реалізації;

2) комплексне застосування числового моделювання і багатопараметричного квазілінійного регресійного аналізу, заснованого на авторських методах і алгоритмах, для створення спрощених, дискретних математичних моделей. При цьому, розроблено приклади числової реалізації запропонованих підходів для розв'язання науково-прикладних задач у галузі хімічної технології та інженерії;

3) розроблення сучасних наукових підходів до застосування засобів штучного інтелекту до ідентифікації параметрів математичних моделей динамічних систем. Зокрема, запропоновано новий підхід щодо послідовності навчання штучних нейронних мереж за даними фізичного і числового експериментальних досліджень та подальшої ідентифікації параметрів гідромеханічних процесів із застосуванням сучасних комп'ютерних засобів

моделювання процесів у машинах і апаратах хімічної та нафтогазової промисловості.

З огляду на існуючі недоліки традиційних способів ідентифікації параметрів математичних моделей складних гідромеханічних систем, запропоновано загальний науково-методологічний підхід до розв'язання задач теорії сепарації багатокomпонентних гетерогенних систем, заснований на комплексному використанні математичного і числового моделювання, експериментальних досліджень та засобів штучного інтелекту.

Штучні нейронні мережі (ШНМ) виникли як спроба моделювання можливостей оброблення інформації нервовою системою. На теперішній час їх можна розглядати як ефективний засіб розв'язання прикладних обчислювальних задач, таких як електронний пошук потенційних постачальників продукції [412], забезпечення надійного функціонування систем управління [413], оптимізація виробничих процесів [414–416] тощо. Вичерпний опис моделей ШНМ та підходів до їх створення докладно описано у роботах [417–419]. Ці системи успішно застосовуються для вирішення проблем розпізнавання зображень, зниження шуму, прогнозування або екстраполяції завдяки наступним перевагам порівняно з традиційним регресійним аналізом: самостійне визначення регресійної залежності; визначення параметрів на основі лише введених параметрів вибірки; здатність до узагальнення, тобто отримання достовірних результатів для заданої системи вхідних параметрів.

Необхідність в узагальненні процедури розв'язання широкого спектру прикладних дослідницьких проблем, пов'язаних з ідентифікацією параметрів математичних моделей динамічних систем, зокрема оцінювання власних частот коливальних систем; розв'язання нелінійної задачі оцінювання параметрів математичних моделей динамічних систем; аналіз вимушених коливань пружних елементів гідромеханічних систем; оцінювання параметрів математичних моделей у міждисциплінарних задачах гідромеханіки.

Варто зазначити, що всі дослідницькі проблеми, пов'язані із застосуванням ШНМ до розв'язання задач ідентифікації параметрів математичних моделей

динаміки механічних і гідромеханічних систем можна поділити на дві категорії: розв'язання прямої задачі із застосуванням ШНМ як узагальненої регресійної процедури; розв'язання оберненої задачі для ідентифікації невідомих параметрів достовірних математичних моделей. Ці два типи задач можна розв'язати за припущення, що ШНМ здатна до навчання та/або самонавчання за початковими (емпіричними або аналітичними) даними [420–422].

ШНМ можуть бути ефективними для виконання надскладних науково-технічних (експериментальних) досліджень завдяки їх здатності точно наближати отримані експериментальні результати. Перші суттєві спроби впровадження ШНМ у галузі машинобудування були опубліковані у роботі [423] для випадку континуальних механічних систем. Інший приклад ефективного застосування ШНМ у будівництві продемонстровано у роботі [424] для розв'язання складних інженерних задач проектування конструкцій. ШНМ також можуть бути успішно використані для оптимізаційного моделювання машин і апаратів у різних галузях промисловості.

Розрахункові схеми застосування ШНМ для розв'язання прямої та оберненої задач наукового дослідження, вперше запропоновані у роботі [387], наведено у додатку Г. Прямі дослідження застосовуються для числового моделювання механічних систем. Однак, невідомі параметри комплексної міждисциплінарної задачі оцінюються у результаті розв'язання оберненої задачі.

2.2.2 Динамічний аналіз пристроїв розділення гетерогенних систем

Засоби штучного інтелекту можуть бути успішно реалізовані для створення достовірних математичних моделей гідромеханічних і тепломасообмінних процесів, які мають місце у машинах і апаратах хімічної промисловості, та подальшого уточнення їх робочих параметрів.

Наприклад, математична модель перехресного руху і взаємодії газорідного потоку з плівкою вловленої рідини у каналі інерційно-фільтруючого сепараційного пристрою наведено у науковій роботі [13]. У роботі

[16] наведено способи застосування інерційної газодинамічної сепарації газодисперсних потоків у криволінійних конфузорно-дифузорних криволінійних каналах. Для цих моделей можуть бути застосовані ШНМ з метою оцінювання параметрів математичних моделей робочих процесів, що мають періодичний характер. Відповідні розрахункові схеми імплементації авторських методів застосування ШНМ у галузі хімічної технології та інженерії наведено у додатку Г. Зокрема, представлено розрахункову схему застосування ШНМ для дослідження динаміки гідромеханічної системи «багатофазний потік – деформівний елемент» динамічного сепараційного пристрою, а також розрахункову схему для оцінювання приєднаної маси як коефіцієнта математичної моделі гідроаеропружної взаємодії багатофазного потоку з динамічними функціональними елементами [173].

Схема застосування узагальненого підходу до застосування ШНМ для ідентифікації параметрів динамічних відбійних елементів сепараційних пристроїв наведено у додатку Г.

Поетапний, шестикроковий план реалізації підходу полягає у наступному. На першому етапі здійснюється аналіз вільних коливань із застосуванням робочих файлів системи комп'ютерної алгебри MathCAD. Варіювання параметрами жорсткісної характеристики у заданому діапазоні з необхідним кроком дозволяє отримати критичні частоти. Отримані дані застосовуються на другому етапі як вхідні параметри для навчання першої ШНМ, зокрема, із застосуванням програмного продукту "Visual Gene Developer". Процес оцінювання коефіцієнтів жорсткості реалізується на третьому етапі, який дозволяє оцінити вихідні параметри за експериментальними значеннями критичних частот. Четвертий етап полягає у дослідженні вимушених коливань із застосуванням відповідних робочих файлів системи комп'ютерної алгебри MathCAD. Варіювання значеннями зовнішніх сил у заданому діапазоні з необхідним кроком дозволяє отримати амплітуди динамічних прогинів. Отримані дані використовуються на п'ятому етапі як вхідні дані процедури тренування другої ШНМ. Процес оцінювання зовнішнього вібраційного впливу

реалізується на шостому, останньому етапі. Він заснований на розрахунку вихідних параметрів ШНМ за експериментальними значеннями динамічних прогинів у точках їх вимірювання.

2.2.3 Оцінювання параметрів ефективності процесу розділення газодисперсних систем

Існує багато останніх науково-дослідних робіт, спрямованих на застосування нелінійного регресійного аналізу та розроблення основ використання систем штучного інтелекту та їх застосування для дослідження гідромеханічних і тепломасообмінних процесів. Зокрема, у дослідній роботі [425] представлено метод лінійної регресії, заснований на генетичному алгоритмі, та пропонуються відповідні програми в інженерних галузях. У статті [426] запропоновано ефективну процедуру системного прогнозування на основі квазілінійної регресійної моделі та представлені відповідні приклади комбінованого використання систем квазілінійного регресійного аналізу та генетичних алгоритмів.

Дослідна робота [427] спрямована на аналіз характеристик, переваг і недоліків існуючих регресійних методів. У результаті розглядається стратегія оцінювання параметрів методу квазілінійної регресії, а також оцінювання параметрів на основі генетичного алгоритму та методу найменших квадратів. Наведений приклад дозволив зробити висновок, що запропонований підхід відносно добре працює та може широко застосовуватися в багатьох галузях. Дослідна робота [428] спрямована на розроблення комплексного підходу для комбінованого використання штучного інтелекту та ймовірнісних методів математичного аналізу, які були чисельно підтверджені. Крім того, у дослідницькій роботі [429] запропоновано ймовірнісний генетичний алгоритм побудови математичних моделей.

Системи штучних нейронних мереж (ШНМ) можуть бути кориснішими для вирішення прямих досліджень завдяки його здатності наближати отримані

експериментальні результати. Співпраця багатьох штучних нейронів виконує оцінювання параметрів. Перші значні спроби впровадження ШНН в галузі машинобудування були зроблені в праці [423] для випадку континуальних механічних систем. У статті подано спробу розроблення науково-методичних підходів для параметричної ідентифікації математичних моделей механічних систем за допомогою штучних нейронних мереж [387]. Крім того, робота [430] також присвячена реалізації ШНН для ідентифікації параметрів математичних моделей, що описують динамічний стан механічної системи на прикладі динаміки ротора. Інший приклад застосування ШНМ в інженерії представлений в роботі [424], що дозволяє вирішити інженерні задачі проектування гідромеханічних процесів.

У зв'язку з вищезазначеним, необхідно провести узагальнення процедури розв'язання широкого кола прикладних проблем у галузі хімічної технології та інженерії, зокрема при розв'язанні прямих і обернених задач ідентифікації параметрів робочих процесів і проектування відповідних технологічного обладнання.

У додатку Г наведена конструктивна схема застосування ШНМ для прямих досліджень. Цей тип досліджень широко застосовується для проведення числових моделювань механічних і гідромеханічних процесів. Він складається з трьох етапів: математичного моделювання, числового моделювання та експериментального дослідження; процесу навчання ШНМ за отриманими експериментальними даними; числового оцінювання параметрів. Представлена конструктивна схема застосування ШНМ для розв'язання оберненої задачі наведено у додатку Г. Цей тип досліджень використовується для забезпечення процедури нелінійної регресії з метою оцінювання невідомих параметрів математичної моделі гідромеханічного процесу. Він включає наступні етапи: математичне моделювання, чисельне моделювання та експериментальне дослідження; навчання ШНМ за отриманими експериментальними даними; ідентифікація параметрів математичної моделі гідромеханічного процесу. Стосовно існуючих математичних моделей таких процесів, у праці [13] були

отримані рівняння руху дрібних частинок у турбулентному потоці для каналу з криволінійними стінками. Також було визначено рівняння, що описують процес видалення плівкової рідини з контактних поверхонь [16], а також оцінено параметри руху деформівних сепараційних елементів залежно від характеристик потоку [45].

Слід також зазначити, що нетривіальний підхід до вирішення проблеми вловлювання високодисперсної краплинної рідини з потоку газу запропоновано для удосконалення методу газодинамічної сепарації. У цьому випадку функціональні елементи, показані в додатку Д, працюють як система автоматичного регулювання з пружинними силами як керуючою дією та гідравлічним опором як об'єктом регулювання. Збільшення швидкості потоку призводить до збільшення динамічного тиску у газорідинному потоці та внутрішніх напружень при згинанні деформівних пластин. У результаті збільшується прогин пластин і, відповідно, гідравлічний діаметр каналу. Отже, коефіцієнт гідравлічних втрат також зменшується.

У результаті числового моделювання аеропружної взаємодії гнучких елементів вібраційно-інерційного сепараційного пристрою з газокраплинним потоком залежність коефіцієнта гідравлічних втрат ζ від швидкості потоку v може бути визначена за допомогою наступного виразу:

$$\zeta = \frac{2\Delta p(v)}{\rho_m v^2}, \quad (2.1)$$

де ρ_m – густина газокраплинної суміші; $\Delta p(v)$ – перепад тиску як нелінійна аналітично невизначена функція швидкості потоку v .

Для вибору аналітичної функції, яка правильно наближає отримані дані, були використані степенева, експоненціальна, логарифмічна, гіперболічна та раціональна залежності. У результаті доведено, що залежність (2.2.1) найкращим способом можна наблизити за допомогою гіперболічної функції. Проте, через неможливість точного прогнозування цих даних за допомогою традиційної

регресійної процедури, має бути впроваджено ШНМ до цієї моделі для вирішення проблеми ідентифікації параметрів гідромеханічного процесу сепарації газокраплинного потоку. У додатку Д представлено конструктивні схеми застосування ШНМ для динамічного аналізу гідромеханічної системи «двофазний потік – динамічний сепараційний елемент», зокрема для оцінювання коефіцієнта гідравлічних втрат.

2.3 Стратегія і планування числових моделювань та фізичних експериментів

2.3.1 Числове моделювання процесів сепарації та розроблення методики їх розрахунку

Методика проведення числового моделювання процесів сепарації багатокомпонентних гетерогенних систем була реалізована на прикладах проектування SPR-сепаратора, а також багатofункціонального нафтогазового сепаратора-деемульсатора типу “Heater-Treater”.

Завданням цього дослідження є визначення зв'язків між основними структурними розмірами SPR-сепаратора, наведеного у додатку Е [431], і параметрами потоку, а також ефективністю сепарації гетерогенної системи.

Варто зазначити, що гідроциклони зазвичай використовують у різних технологічних лініях хімічної та харчової промисловості [431–433], при видобутку нафти зі свердловин [287, 288, 434], для очищення газу при виробництві діоксиду титану [435, 436] тощо. Отже, насамперед, характеристики такого обладнання визначаються з урахуванням їх технологічного призначення. У той же час, розроблення нових конструкцій гідроциклонів триває шляхом створення сприятливих гідродинамічних режимів для процесу сепарації [287, 431–434], зміна способу передачі енергії [435], створення нових методів виготовлення [287, 435–438] і застосування [439].

У кожній з вищезазначених робіт параметри потоку визначалися експериментальним [287, 433, 436, 438–442] та числовими методами досліджень [431, 432, 434–438, 443, 444]. При цьому ефективність сепарації визначається характеристиками потоку. Вагомою перевагою числових методів є можливість дослідження великої кількості конструкцій гідроциклонів у широкому діапазоні зміни основних конструктивних параметрів, які впливають на ефективність розділення вхідної гетерогенної суміші, уникаючи значних капітальних витрат, пов'язаних зі створенням експериментальних зразків обладнання. У роботах [431, 432, 434–438, 443, 444] для проведення числових обчислень використовувались різні програмні пакети, серед яких ANSYS, OPENFoam тощо, заснованих на методі скінченних об'ємів.

Наприклад, у працях [431, 434, 435, 438, 443, 444] для моделювання було обрано програмний пакет ANSYS та його модуль Fluent Flow. При цьому різні моделі багатофазних сумішей визначалися залежно від досліджуваної середовища. Модель суміші була обрана як модель багатофазного потоку в праці [288] для проведення числових досліджень магнітного гідроциклону. В інших випадках [431, 443–445] була обрана модель VOF. Його особливістю є розв'язання рівнянь імпульсу та енергії окремо для кожної фази.

Більшість учених для опису турбулентних потоків у корпусі гідроциклонів надають перевагу моделі RSM (Reynolds Stress Model), оскільки ця модель дає найкращу кореляцію з експериментами для закручених потоків [288, 437, 443, 445]. Проте, з огляду на ресурсоміскість цієї моделі [434] існує альтернативна модель турбулентності «Swirl RNG k- ϵ ».

У процесі числового моделювання SPR-сепаратора головною проблемою є вирішення складної задачі гідропружності, аналітичне рішення якої було отримано для аналогічного випадку в працях [16, 22]. Статті [13, 45, 446] присвячені покращенню характеристик SPR-сепараторів завдяки регулярно структурованим елементам з добре організованим дренажем рідини [13, 446] та встановленням фільтруючих елементів з тонкошаровими модулями [45].

Також було проведено числове моделювання багатофункціонального нафтогазового сепаратора-деемульсатора типу “Heater-Treater”. У даний час для видобутку, підготовки і транспортування вуглеводнів широко впроваджуються нові енергоефективні та ресурсозберігаючі технології. Етап первинної комплексної підготовки нафти останнім часом значно змінився завдяки використанню багатофункціональних блочних установок для підготовки нафти, які замінили дороге обладнання [13]. Основним елементом таких блоків є підгівачі-деемульсатори, у яких очищення нафти здійснюється за рахунок поєднання в одному технологічному пристрої процесів нагрівання, сепарації, зневоднення та очищення, що значно скорочує металоємність обладнання. Крім того, полегшуються процеси розроблення та дослідження автоматизованих систем управління, покращується якість підготовки нафти.

Нижче представлено дослідження пристрою типу «Heater-Treater», розроблений у Сумському державному університеті в співпраці з ПАТ «Укрхімпроект» на замовлення групи «ЛУКОЙЛ» для його встановлення на нафтовому родовищі, відомому як Велике Ольховське. Відповідна схема наведена у додатку Е.

Серед попередніх досліджень можна відзначити успішне застосування моделювання багатофазного потоку [447–450], проте зі значними обчислювальними витратами. Для спрощення і раціоналізації витрат на обчислювання [451] було змодельовано багатофазний потік з використанням моделі пористого середовища. Крім того, важливість поставленої задачі підкреслюється різноманітністю науково-дослідних робіт, що стосуються сучасних методик її розв’язання. Зокрема, в науково-дослідній роботі [452] представлено застосування методу температурних осциляцій при дослідженні теплопередачі. Статті [22, 453] спрямовані на розроблення аналітичного підходу для дослідження робочих процесів хімічної та нафтової промисловості. Дослідна робота [454] стосується комп’ютерного моделювання теплового стану рідинних систем. У наукових працях [455] автори пропонують використовувати міждисциплінарний підхід для проектування механічних і виробничих систем. У

статті [456] запропоновано метод створення транспортних шляхів у комбінації з моделлю пористого середовища за допомогою дискретних обчислювальних сіток як альтернатива методу відстеження частинок («Particle Tracking Method»). Він заснований на обчисленні функціоналу швидкості та концентрації окремо для кожного елемента сітки. Забезпечення числових та експериментальних досліджень із використанням програмного пакету ANSYS для дослідження технологічних параметрів нового способу оброблення представлено в роботі [457]. Сучасний підхід для моделювання та проектування інерційно-фільтруючих газових сепараторів і конденсаторів для нафтогазової промисловості запропоновано у статті [2]. У дослідницькій роботі [44] запропоновано методіку аналітичного розв'язання стаціонарної задачі гідроаеропружності для динамічних сепараційних елементів. Також у статті [387] наведено науково-методичний підхід для ідентифікації математичних моделей процесу сепарації за допомогою ШНМ.

З достатньою для практичних цілей точністю розрахунок частки дисперсної фази проводиться згідно із законом Дальтона і Рауля [458] методом послідовних наближень при заданому складі вхідної суміші, тиску та температури, використовуючи інструменти числового моделювання хімічних і технологічних процесів на основі термодинамічного моделювання для розрахунку складних і громіздких проміжних ітерацій. Вхідні умови процесу: тиск 0,2 і 0,6 МПа; температура 60 °С і 35 °С; можливе збільшення обводнення нафти від 20 % до 90 % по масі. Для процесу дегазації визначено оптимальний тиск 0,2 МПа і температура попереднього нагріву 60 °С. За цих умов найбільша кількість нафтового газу (до 7,1 нм³/рік) виробляється з сирової нафти (продуктивність до 270 т/год.) з мінімальним вмістом небажаних компонентів, таких як азот і вуглекислий газ. Варто зазначити, що за інших умов (тиск 0,6 МПа і температура 35 °С) отриманий попутний нафтовий газ характеризується мінімальним вмістом води в емульсії та важких вуглеводнів, проте він містить більше азоту та вуглекислого газу, які зменшують теплоту спалювання палива, а кількість нафтового газу при цьому в 20 разів менша.

Для визначення теплоти спалювання нафтового газу заданого складу використовується залежність Менделєєва [16]. Для максимальної продуктивності газорідинної суміші та незначного обводнення нафти для нагрівання від 35 °С до 60 °С, необхідне теплове навантаження становить 5,6 МВт. Ураховуючи, що під час роботи пристрою в умовах критичного обводнення (90 %) необхідне теплове навантаження становить 7,5 МВт при масових витратах газу 0,05–0,22 кг/с. Порівнюючи ці значення з результатами розрахунків дегазації нафтової суміші, можна зробити висновок, що використання супутнього нафтового газу як палива є можливим.

Для процесу гравітаційного осадження в нерухомому середовищі в режимі ламінарного руху виконується закон Стокса [45]. При цьому розрахунок проводиться за заданими робочими параметрами та діаметром крапель. Зокрема, для діаметра 25 мкм у результаті нагрівання сирової нафти та до 60 °С та коалесценції розмір крапель води збільшується до 300 мкм при швидкості 1,7 мм/с. Проте залежність Стокса не враховує стисненості на процес осадження, вплив руху середовища, розподіл дисперсних частинок за розмірами та формою, а також вплив стінок ємності на рух крапель. На жаль, існуючі методи не дозволяють враховувати ці фактори [45, 459].

Зважаючи на стисність потоку, обчислена швидкість коливається у межах 1,5–1,7 мм/с для діапазону обводненості емульсії 20–50 %. У разі збільшення останнього до 50–90 % швидкість спливання крапель нафти у нерухомому шарі води становить 1,8 мм/с. Можна зробити висновок, що значення швидкості відрізняються незначно, тому, підтримуючи ламінарний гідродинамічний режим з постійними значеннями лінійної швидкості, можна забезпечити однаково високу ефективність розділення фаз. Результати числового моделювання наведені на рисунку 2.1.

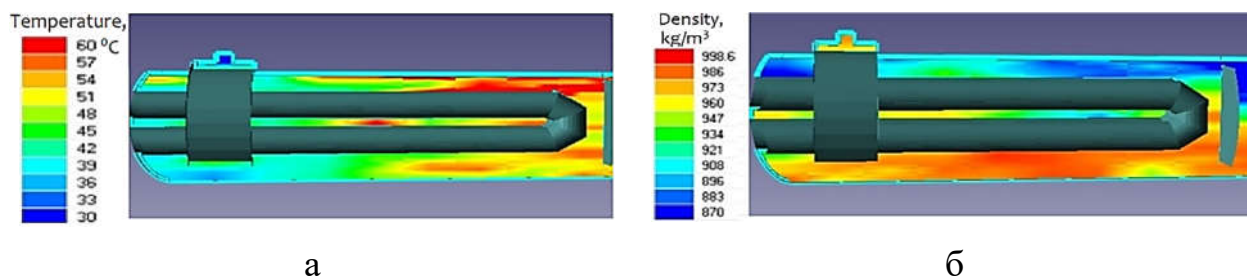


Рисунок 2.1 – Поля температурних градієнтів (а) та густини водо-нафтової емульсії (б) у секції підігрівання нафтогазового сепаратора

На сьогодні найпоширенішими способами вдосконалення сепараційного обладнання є використання пристроїв для коалесценції та фільтрації або відповідних тонкошарових модулів, вироблених зі змочуваних або незмочуваних матеріалів; створення регулярно структурованих елементів з добре організованим відведенням рідини; накладання акустичних коливань на газорідинний потік [460–462]. Ураховуючи це, пропонується розширення діапазону ефективного функціонування модульних динамічних сепараційних пристроїв (рисунок 2.2) із застосуванням деформівних елементів, що здійснюють механічні коливання за рахунок явища флатера, викликаного потоком суміші. Отримано відповідний патент України № u201505124 (заявник і патентовласник – Сумський державний університет). Методика розрахунку даного типу модульних сепараційних пристроїв повинна містити розв’язання задачі аерогідропружності, а також визначення амплітуд деформацій динамічних сепараційних елементів і частот їх коливань. Ефект флатера може призвести до коагуляції дисперсних крапель, зважених у газорідинному потоці.

Проте теоретичне дослідження мають значні труднощі у вирішенні системи нелінійних диференціальних рівнянь у частинних похідних [44]. Тому використання методів оцінювання параметрів математичної моделі [387, 463, 464] є більш прийнятним.

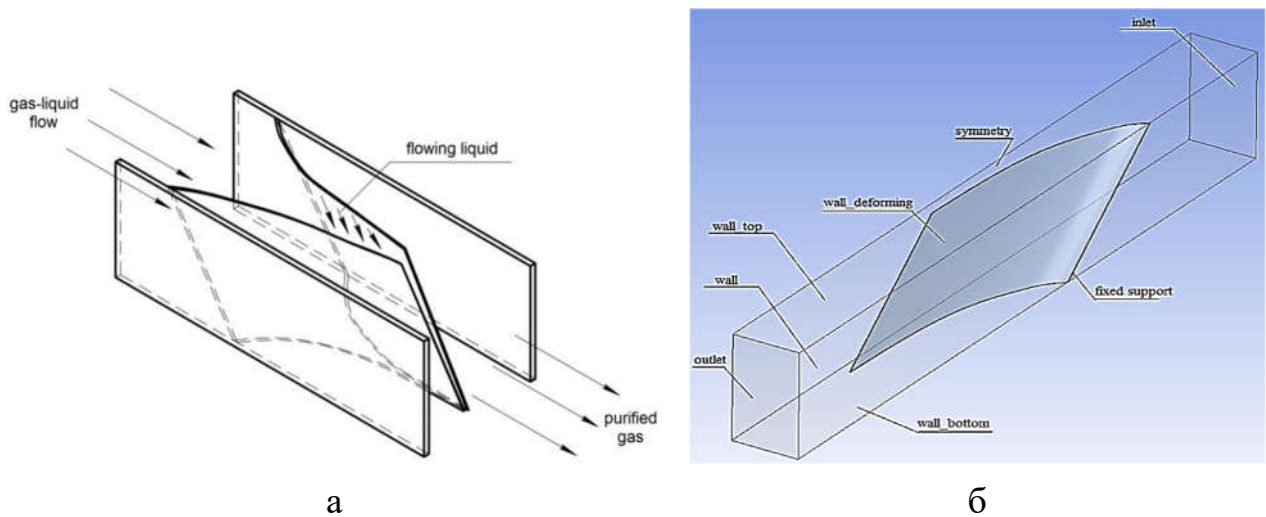


Рисунок 2.2 – Розрахункова схема модульного динамічного сепараційного пристрою (а) та відповідні граничні умови (б)

На цьому етапі досліджень необхідно визначати частоту коливань деформівних елементів модульних динамічних сепараційних пристроїв за допомогою комбінації методів скінченних об'ємів та методу скінченних елементів у три етапи. Перший етап стосується розроблення математичної моделі аеропружної взаємодії газового потоку з деформованими елементами [44], а також проведення числового моделювання цієї взаємодії за допомогою програмного комплексу ANSYS. У результаті отримані частоти коливань деформованих елементів перевіряються фізичним експериментом і проводиться процедура оцінювання жорсткості деформівних елементів за даними числових моделювань. Другий етап включає дослідження взаємодії газорідного потоку з деформівним елементом за допомогою вищезазначеного програмного забезпечення, а також перевірку отриманих даних фізичним експериментом. У результаті проводиться оцінювання додаткової маси за даними числового моделювання, а також уточнюється відповідна математична модель. Третій етап стосується оцінювання частот механічних коливань, необхідних для ефективної акустичної коагуляції крапель, зважених у газорідному потоці. У результаті визначаються розміри модульного динамічного сепараційного пристрою, а також здійснюються фізичне і числове дослідження розробленого пристрою для підтвердження його ефективної роботи.

У роботі [16] було запропоновано абсолютно новий підхід для реалізації вібраційно-інерційної сепарації газорідного потоку, а також запропоновано методику проектування відповідних сепараційних пристроїв. Варто зазначити, що запропонований підхід реалізовано належним гідродинамічним профілюванням криволінійних каналів. Проте відповідна математична модель не враховує можливості використання ефекту накладених коливань [465, 466] на газорідну суміш. Варто зазначити, що методи скінченних об'ємів і скінченних елементів широко застосовуються для дослідження явищ аеро- та гідропружності [467–469], а відповідні програмні пакети дозволяють використовувати як односторонній, так і двосторонній аналіз (FSI) для вирішення поставленої проблеми аерогідропружності залежно від характеру взаємодії між деформаціями конструктивних елементів і потоком [470, 471]. Для підвищення точності обчислень ці методи об'єднують у спільний модуль «System Coupling» [472]. При цьому, при числовому моделюванні необхідно враховувати вузли вбудованої сітки для розрахунку відповідності результатів розрахунку в обох модулях для забезпечення точності рішення задачі. Тому Sweep-метод використовується для налаштування саме типу сітки «Free Face Mesh Type – All Tri». Створена сітка скінченних елементів показана на рисунку 2.3 а. Наступним кроком є врахування граничних умов, що визначаються для кожної поверхні, як показано на рисунку 2.3 б. Тип взаємодії «Frictionless» встановлюється між зовнішньою поверхнею деформівного елемента та стінкою твердого тіла. Всі поверхні, окрім меж елемента, встановлено із застосуванням інтерфейсу «Fluid–Solid». Ці поверхні використовуються для перенесення параметрів потоку, отриманих від модуля обчислювальної гідродинаміки. Для останньої кромки елемента встановлюється гранична умова «Fixed Support».

Початкова сітка забезпечується наступними значеннями показників якості: Skewness – 0,94; Orthogonal Quality – 0,06; Aspect Ratio – 52. Оскільки вони не перевищують допустимих значень для розрахунку в модулі «Fluent» [473], ця сітка забезпечує її подальшу нормальну деформацію. Для опису руху суцільної

фази (повітря) було обрано модель турбулентності «k-ε (Realizable)» [474]. Розрахунки проводяться для швидкості на вході в діапазоні 3–6 м/с з кроком 0,5 м/с. Додатковими граничними умовами на вході та виході є середня інтенсивність турбулентності (5 %) та гідравлічний діаметр (82 мм).

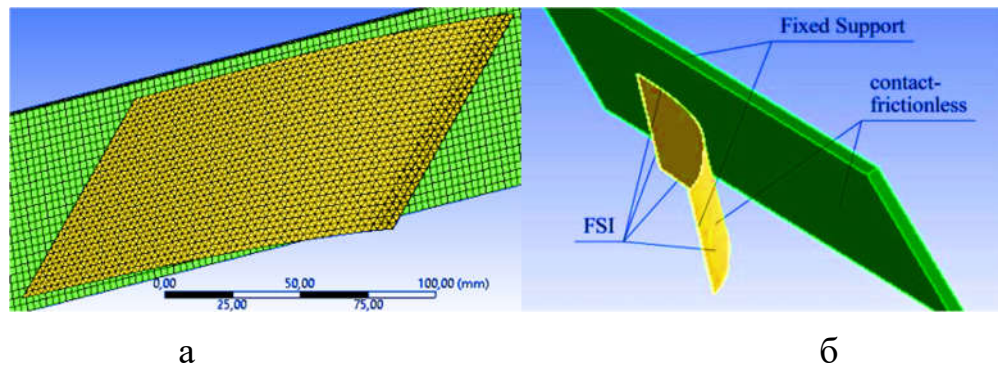


Рисунок 2.3 – Створена сітка (а) скінченних елементів і граничні умови (б) для проведення розрахунків із використанням модуля «Transient Structural»

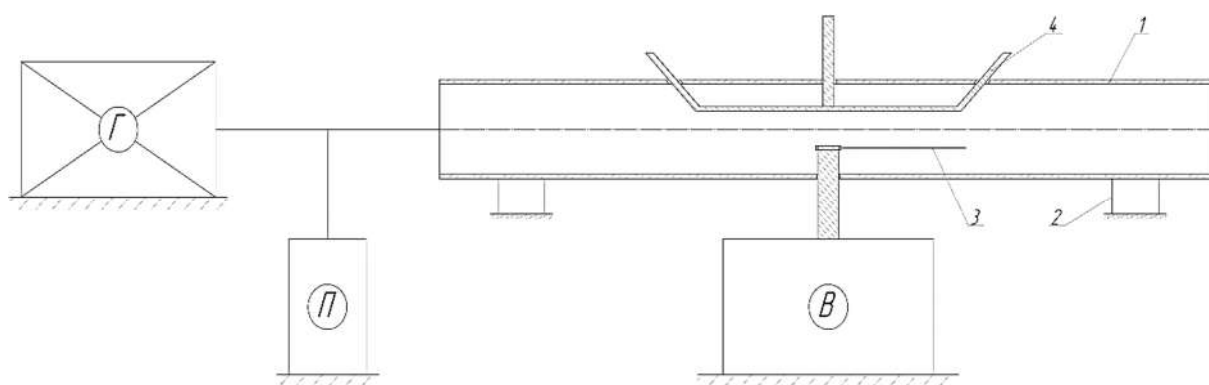
Переміщення кромки деформівного елемента визначається у результаті числового моделювання. Ці дані є важливими для визначення частоти коливань динамічного сепараційного елемента. Отримані результати наведені в додатку Ж для різних значень швидкості потоку на вході.

Зокрема, частоти коливань деформівних елементів визначаються за графічними залежностями, показаними у додатку Ж, для наступних швидкостей газового потоку на вході: 6,0 м/с (105 Гц); 5,5 м/с (110 Гц); 5,0 м/с (112 Гц); 4,5 м/с (125 Гц); 4,0 м/с (153 Гц); 3,0 м/с (104 Гц). Апроксимація отриманих даних забезпечується за допомогою поліноміальної залежності за допомогою системи комп'ютерної алгебри MathCAD. При швидкості потоку на вході 4 м/с спостерігається найбільша частота коливань, за якої відбувається флатер.

2.3.2 Методика експериментальних досліджень процесу вібраційної сепарації багатокomпонентних гетерогенних систем

Одним із традиційних способів інтенсифікації процесів розділення газорідинних сумішей являється накладання акустичних коливань на газорідинний потік, звичайно що даний процес супроводжується додатковими енерговитратами. Для їх виключення та одночасного розширення діапазону ефективної роботи модульних динамічних сепараційних пристроїв [10, 177] було запропоновано використовувати механічні коливання їх відбійних елементів при втраті ними стійкості у результаті взаємодії з потоком.

Для проведення експериментальних досліджень була розроблена схема лабораторного стенду, що вказана на рисунку 2.4 [475]. До нього входить газодувка з можливістю регулювання витрати газорідинного потоку, парогенератор, що дозволяє регулювати кількість дисперсної рідини та вібростіл, для задання механічних коливань пластини, що знаходиться в потоці.



Г – газодувка; П – парогенератор; В – вібростіл;

1 – канал; 2 – опори; 3 – пластина; 4 – нерухома стінка

Рисунок 2.4 – Схема експериментальної установки для дослідження впливу механічних коливань на газорідинний потік

На сьогодні існує велика кількість методів інтенсифікації процесу сепарації гетерогенних систем та розширення робочого діапазону ефективності відповідних пристроїв. Ці методи для пристроїв, що працюють на основі

використання масових сил, спрямовані на збільшення крапель рідини та запобігання вторинного бризковинесення [461, 462, 476, 477]. Варто зазначити, що використання цих методів викликає збільшення вартості сепараційного обладнання. Тому запропоновано метод динамічної сепарації (патент України № u201505124, Сумський державний університет). Особливостями цього методу є використання явища флатера робочих елементів аналогічно накладанню віброакустичних коливань. Тому дослідження проблеми аерогідропружності є необхідним етапом для подальшого врахування особливостей експлуатації таких сепараційних пристроїв. Для верифікації отриманих результатів необхідним є розроблення експериментального стенда та відповідної методики експерименту, яка б відповідала кожному етапу дослідження.

Експериментальні дослідження ефекту флатера для тіл різної форми, проведені у працях [22, 478–482], дозволили визначити критичні швидкості потоку, що викликають різні типи не стійкості. При цьому основними елементами стендів були пристрої для визначення частоти коливань і векторів швидкості основного потоку. Крім того, в статтях [479, 481] на додаток до фізичного експерименту було проведено числовий експеримент для визначення додаткових параметрів моделі, таких як розподіл тиску на поверхні досліджуваного тіла. У цих випадках фізичний експеримент використовувався для підтвердження числових моделювань. Наведені вище дані були також отримані в працях [13, 483, 484] з експериментальних досліджень та оцінювання параметрів моделі, зокрема жорсткості досліджуваного тіла.

Ефективність сепарації гетерогенних систем визначалася в працях [288, 476, 485, 486] для різних конструкцій сепараційних каналів. При цьому, гідравлічний опір розділювальних пристроїв і об'ємна частка рідини на вході та виході були основними параметрами для визначення. Варто зазначити, що метод PIV (Particle Image Velocimetry) широко використовується для визначення траєкторій частинок дисперсної фази. Отримані за допомогою PIV дані використовуються для профілювання сепараційних каналів. Крім того, регулятори PID («Proportional–Integral–Derivative») та ШНМ також

використовуються для моделювання зв'язаних задач гідроаеромеханіки та тепломасопередачі [487].

Наукова новизна та практичне значення вищезазначеної проблеми підкреслюється нещодавніми дослідженнями у галузі проектування технологічного обладнання для нафтогазової галузі. Зокрема, у статтях [46, 49–51, 56] розроблено практичні рекомендації щодо інтенсифікації процесів тепло- та масообміну, а також шляхи підвищення робочих параметрів для теплообмінників і нафтогазових сепараторів [43, 289]. Сучасні підходи до розроблення допоміжних систем виробничого менеджменту запропоновано в наукових працях [42, 55, 57].

Процес дослідження модульних динамічних сепараційних пристроїв було вирішено розділити на три етапи. Проведення експериментальних досліджень є необхідним для кожного з них. Відповідно, розроблення тестового стенду повинна забезпечуватися визначенням необхідних параметрів на кожному етапі залежно від цілей. При цьому попередньо було розроблено математичні моделі для опису аерогідропружної взаємодії газорідного потоку з деформівними елементами модульних динамічних сепараційних пристроїв:

– математична модель статичного розрахунку деформованих елементів [488], яка дозволяє визначати форму відхилення попередньо здеформованих елементів за допомогою поліномів другого та третього степенів;

– математична модель стаціонарної гідроаеропружної взаємодії газорідного потоку з деформівними елементами [44], яка дозволяє визначити критичну швидкість потоку, за якої відбувається явище дивергенції деформівних елементів динамічного сепараційного пристрою, а також вирази для узагальнених сил взаємодії елементів системи «газорідний потік – деформівні елементи»;

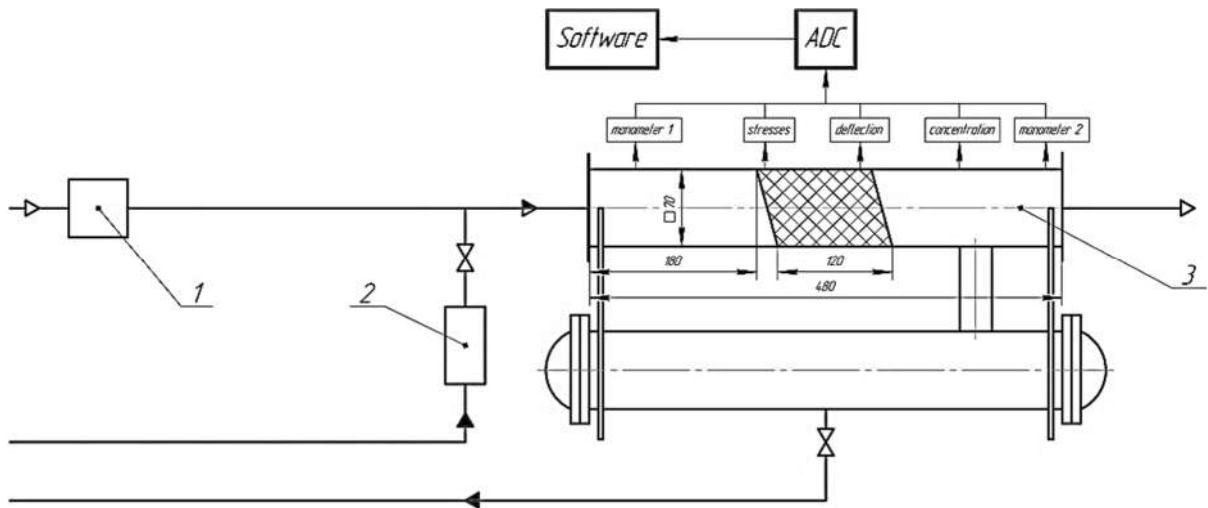
– математична модель нестационарної гідроаеропружної взаємодії газорідного потоку з деформівними елементами для визначення критичної швидкості флатера.

Частоти коливань деформівних елементів для швидкості потоку на вході 3–6 м/с та відповідні області стійкості наведені в праці [247]. Проте для підтвердження результатів числового моделювання необхідно проведення фізичного експерименту, який має бути проведений для наступного: порівняння частот коливань із вимірюваннями за допомогою стробоскопа; порівняння відхилень деформівних елементів у трьох контрольних точках вимірювань з використанням шкали, нанесеної на прозору стінку корпусу сепараційного пристрою; порівняння амплітуди коливань, виміряної за шкалою, описаною вище; порівняння надлишкового тиску в двох контрольних точках, а саме перед надходженням потоку до сепараційного пристрою та після проходження через нього; порівняння напружень, спричинених статичними та динамічними навантаженнями, які вимірюються за допомогою тензорезисторів.

Діаметр крапель вхідної рідини знаходиться в межах 1–100 мкм [247]. Необхідно також визначити ефективність сепарації газорідинної суміші.

На третьому етапі визначається вплив механічних коливань деформівних елементів на газорідинний потік. При цьому, очікуваним впливом вібраційного впливу на дисперсну фазу є коагуляція краплинної рідини, що аналогічно ефекту віброакустичної коагуляції [462, 485, 489] з метою підвищення ефективності сепарації.

У результаті аналізу завдань запланованих експериментальних досліджень, представлених вище, розроблено експериментальний стенд для дослідження аерогідропружної взаємодії газорідинного потоку з деформівними елементами динамічних сепараційних пристроїв. На рисунку 2.5 показана функціональна схема експериментального стенду.



1 – газодувка, 2 – парогенератор, 3 – модель сепараційного блоку

Рисунок 2.5 – Функціональна схема експериментального стенда

Елементи експериментального стенда можна згрупувати у такий спосіб: обладнання – модель модульного динамічного сепараційного елемента, газодувка для подачі потоку повітря, парогенератор; прилади – ємність для збирання рідини, манометри для вимірювання падіння тиску, датчик масових витрат, тензодатчики для вимірювання деформацій пружних елементів, стробоскоп, перетворювачі та мікроконтролер; ПК (ноутбук) з програмним забезпеченням для оброблювання вимірюваних величин.

Експериментальний стенд працює наступним чином. Газ (повітря) надходить з надлишковим тиском, що створюється газодувкою, до сепараційного каналу, який за необхідності з'єднується (друга і третя стадія випробування) з парогенератором для подачі дисперсної вологи. Потім газокраплинна суміш потрапляє до модульного сепараційного пристрою, який вловлює дисперсні частинки. Захоплена рідина відводиться з сепаратора у формі вловленої плівки через дренажні канали до збиральної ємності. Очищений газ потрапляє в атмосферу. Для визначення параметрів процесу на експериментальному стенді було розроблено вимірювальну систему, схема якої наведена на рисунку 2.6.

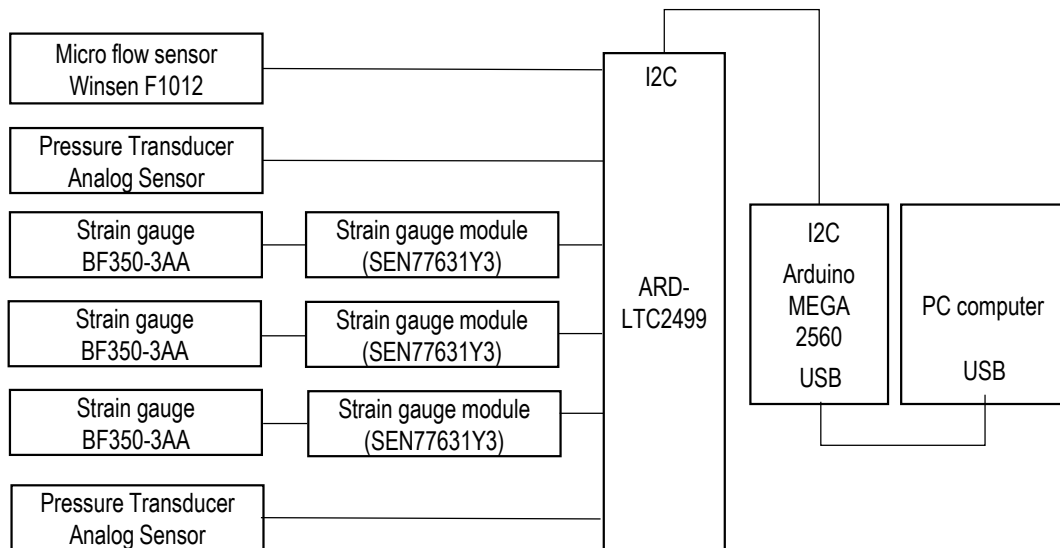


Рисунок 2.6 – Вимірювальна система для збирання вимірюваних величин

Для отримання значень вимірюваних величин на експериментальному стенді запропоновано використання системи датчиків:

- датчику тиску G1/4" з аналоговим перетворювачем. Діапазон тиску 0–3,4 МПа; робоча постійна напруга 5 В; напруга на виході 0,5–4,5 В; відносна похибка вимірювань 0,01;

- датчик витрат «Winsen F1012». Діапазон вимірювань 0,02–2 дм³/хв. Робоча напруга 5 В; напруга на виході 4,9–5,1 В; відносна похибка вимірювань 1,5 %; відносна похибка повторюваності вимірювань 0,3–0,5 %; час відклику 5–15 ms;

- тензодатчик SEN77631Y3 з підсилювачем BF350-3AA. Робоча напруга 5 В, напруга на виході 0–3,5 В; відносна похибка вимірювань 0,02 ;

- канал «ARD-LTC2499.16-Channel» з перетворювачем «24-Bit ADC Delta-Sigma Data Acquisition Shield» для платформи «Arduino».

Для збирання даних з датчиків використовується система «Arduino MEGA 2560» з відповідним програмним забезпеченням. Платформа розроблення мікроконтролерів «Arduino» є платформою фізичних обчислень з відкритим кодом; портативне виконання збору даних «DAQ» з бортовою потужністю оброблення (256 kb flash RAM; програмований за спрощеною версією C/C++) [490]. Перетворювач «ADC Delta-Sigma Data Acquisition Shield» для «Arduino»

використовується для досягнення кращої точності перетворення вимірюваних даних, їх цифрової фільтрації та синхронізації вимірювань з усіх підключених датчиків [491, 492]. «Arduino» підключається до ПК за допомогою USB кабелю. Дані вимірювань надсилаються на ПК через порт та зберігаються у форматі *.csv із застосуванням програмного забезпечення «Open Source Processing» [493]. Збережені дані переглядаються та обробляються за допомогою «MS Excel»®.

Для дослідження впливу аеропружних коливань гнучких елементів на газорідинний потік з метою підтвердження явища вібраційної коагуляції краплинної рідини та, відповідно, збільшення ефективності розділення аналогічно до ефекту акустичної коагуляції [489], розроблено стенд, зовнішній вигляд і схема якого наведені у додатку К.

У процесі експериментальних досліджень дрібнодисперсна рідина подається з туманогенератора до газодувки, де змішується з газовим потоком. Під дією тиску, що створюється газодувкою, суміш направляється до тестової секції, оминаючи модульний динамічний сепараційний пристрій, де відбувається вловлювання частинок дисперсної фази. Вловлена плівка рідини відводиться із сепаратора, а очищений газ потрапляє в атмосферу.

Під час проходження газорідинного потоку через тестову секцію вимірюється частота коливань пластин за допомогою стробоскопа. Після цього на визначену частоту налаштовуються високошвидкісні камери, і проводяться подальші вимірювання швидкості потоку і турбулентної кінетичної енергії потоку за допомогою системи PIV. Високошвидкісні камери розміщені перпендикулярно площині світлових імпульсів, які випромінюються PIV. Вектори швидкості виводяться з підсекцій області потоку, насиченого дрібнодисперсними частинками, шляхом вимірювання руху частинок між двома світловими імпульсами. Для цього потік підсвічується у цільовій області світлим листом; об'єктив камери відображає область цілі на матриці датчиків цифрової камери; камера здатна захоплювати кожен імпульс світла в окремих кадрах зображення. Як тільки послідовність з двох світлових імпульсів записана, зображення діляться на невеликі підзони, які для кожного кадру зображення

попільсельно корелюються між собою. Така кореляція створює пік сигналу, що визначає зміщення частинок. Вимірювання значення швидкості досягається за допомогою субпільсельної інтерполяції. При цьому, карта векторів швидкості в усій цільовій області будується шляхом повторення взаємної кореляції для кожної області запиту за двома кадрам зображення, знятих камерою.

Для дослідження на перших двох етапах обрано розміри тестової секції $125 \times 125 \times 400$ мм. Ці розміри уточнюються на третьому етапі з огляду на забезпечення газодувкою турбулентного потоку за швидкостей входу газового потоку від 2 до 6 м/с. Пластини розміром 175×123 мм виготовлені з листового пластику товщиною 5 мм; рамка, в якій закріплені відбійні елементи (пластини), виготовлена з ABS-пластику методом 3D-друку.

Порядок проведення експериментальних досліджень такий. Вмикається туманогенератор, за допомогою якого отримується дисперсна волога. Витрата гліколю регулюється перемикачем на туманогенераторі; потік дисперсної вологи направляється до газодувки. Вмикається газодувка, при цьому газовий потік проходить через датчик масової витрати повітря, за допомогою якого фіксується необхідна витрата повітря, яку можна регулювати на газодувці. Потік потрапляє до тестової секції, проходить відбійні елементи модульного сепараційного пристрою, які відхиляються від свого положення рівноваги та на другому та третьому етапах на них уловлюється волога. Після виходу на стаціонарний режим (близько 120 с від початку вмикання установки), визначається частота коливань пластин за допомогою стробоскопа. Налаштовується частота зйомки (кадрів за секунду) високошвидкісних камер відповідно до попередньо визначеної частоти. Вмикається система PIV і проводиться зйомка високошвидкісними камерами, налаштованими на потрібну частоту.

Інші параметри вимірюються залежно від присутності або відсутності коливань пружних відбійних елементів. Якщо коливання відсутні, то вимірюються відхилення пружних елементів у трьох контрольних точках; для другого і третього етапів вимірюється ефективність розділення газорідного потоку. За присутності коливань, вмикається стробоскоп і підбирається

необхідна частоту, після чого вимірюються відхилення пружних елементів у трьох контрольних точках; для другого і третього етапів вимірюється ефективність розділення газорідного потоку.

При цьому змінюються витрати газу і рідини для кожної серії експериментальних досліджень, кожна з яких містить п'ять замірів.

У результаті проведених експериментальних досліджень було визначено частоту коливань відбійних елементів модульного сепараційного пристрою. Так, зокрема, при швидкості газорідного потоку 6 м/с частота коливань пластин за рахунок явища флатеру становить 19 Гц.

Таким чином, проведені дослідження дозволили оцінити параметри розроблених математичних моделей аерогідропружної взаємодії газорідного потоку з пружними відбійними елементами модульних динамічних сепараційних пристроїв, які можуть доповнюватись для різних гідродинамічних режимів за рахунок розширення діапазону швидкості газорідного потоку 6–25 м/с та для різних товщин пластин відбійних елементів.

2.3.3 Методика експериментальних досліджень процесу пневмокласифікації гранульованого матеріалу

Експериментальні дослідження зернистих матеріалів здійснюються на лабораторній моделі пневматичного класифікатора. У додатку Л наведено відповідний експериментальний стенд [494].

Початкова суміш сипкого матеріалу потрапляє в завантажувальну ємність апарату. Після цього суміш переміщується до середньої частини пневматичного класифікатора. Повітряний потік потрапляє у нижню частину апарату. Витрати потоку регулюються колектором з регулюючим клапаном. Дрібна фракція видаляється потоком повітря до циклона. У результаті дрібні частинки осідають в ємності, а повітряний потік виноситься з апарату. Грубі частинки падають до нижньої частини апарату і видаляються в ємність через розподільчий пристрій. Всмоктування повітряного потоку створюється за допомогою газодувки.

Розділення відбувається безпосередньо в корпусі апарата з двома наступними робочими зонами: нижня частина – зона розділення з матеріалом, що обертається і змішується, в якій дрібна і груба фракції виносяться з шару, що обертається; верхня частина – область, в якій дрібна фракція диспергується та виноситься з апарата. Дрібна фракцію, винесена з апарата, проходить через циклон і осідає в резервуарі. Груба фракція спадає до іншої ємності.

Варто зазначити, що фактори, що впливають на гідродинаміку пристрою, є обґрунтованими. Зокрема, форма корпусу є ромбічною з кутами дифузора $8-9^\circ$ та $10-11^\circ$ [495, 496]. Крім того, оскільки постійне завантаження продукту негативно впливає на якість розділення, слід використовувати періодичне завантаження. Як результат, використання періодичного завантаження дозволяє забезпечити появу вихорів, що котяться в секції розділення, оскільки вони запобігають видаленню газодисперсної суміші зі зваженого шару.

Як модельний матеріал обрано бінарна суміш кварцового піску. Річковий пісок висушений у муфельній печі. Використання набору сит (0,63, 0,4, 0,32, 0,20 та 0,16 мм) дозволяє отримати різний ступінь дисперсності. Після зважування електронними вагами «Momet-6000» з абсолютною похибкою 0,1 г матеріал завантажуються в ємність для подачі сировини.

Тиск у корпусі апарату вимірюється U-подібною манометричною трубкою. Швидкість повітря вимірюється за допомогою трубок Піто–Прандтля, встановлених у різних поперечних перерізах корпусу. Трубки з'єднані з мікроманометром трубкою “ММН-240(5)-0.1”, що вимірює перепад тиску на перерізах корпусу апарата. Значення тиску перераховуються у швидкість. Матеріал періодично завантажуються до пристрою. На початку процесу подається потрібна кількість матеріалу для створення обертового шару в корпусі. Потім кожну 1 хв. відкривається кришка завантажувальної ємності та наступна кількість матеріалу (50–60 г) надходить до корпусу кожні 15 с. Це дозволяє створити задане питоме навантаження $18-65 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$. У результаті обертовий шар знову насичується, а псевдозважений шар – стабілізується. Отримані результати представлені у додатку Л.

Отримані дані відображають можливість ефективного розділення сумішей для різних сипучих матеріалів у пневматичних класифікаторах ромбічної форми. Оскільки пристрій здатен відокремлювати газо-піщану суміш, фракції якої мають приблизно однакові швидкості, ефективність розділення має бути значно збільшена для більших гранул різної форми та швидкості. При цьому, забрудненість грубої фракції дрібною становить не менше 5 %. У результаті, апарат забезпечує високоефективне розділення полідисперсної суміші.

Представлений процес пневматичної класифікації є циклічним і таким, що складається з двох основних етапів, наведених у додатку Л (поз. 2, 3). На першому етапі відбувається безперервне завантаження сипкого матеріалу до пневматичного класифікатора. Цей режим скорочує загальний час процесу, але ефективність розділення не перевищує 60 %. Отже, втрата основної фракції досягає 40 %. На цьому спостерігається зменшення втрат основної фракції перед завантаженням шару матеріалу. Зменшення втрат відбувається до 20 с до перезавантаження, а потім процес переходить до наступного етапу (область руйнування потоку). На цьому етапі збільшуються втрати основної фракції. Час завантаження додатково впливає на загальний час процесу. На другому етапі матеріал подається в корпус дозуючим пристроєм. На третьому етапі відбувається поступове вивантаження зернистого матеріалу, накопиченого у псевдозваженому шарі. У процесі завантаження час роботи дозуючого пристрою суттєво впливає на ефективність сепарації.

Для оптимізації часу T додаткового завантаження сипкого матеріалу запропоновано наступну залежність, отриману на основі аналізу експериментальних даних:

$$T = a \cdot \left(\frac{D_c}{D_f} \right)^n, \quad (2.2)$$

де D_c , D_f – розміри частинок грубої та дрібної фракцій; a , n – емпіричні параметри.

Ця залежність показує, що чим більше співвідношення розмірів грубої та тонкої фракцій, тим менший час, необхідний для перезавантаження обертового шару.

Збільшення часу подачі скорочує загальний час процесу, проте негативно впливає на ефективність розділення, оскільки збільшує втрати основної фракції та її забруднення дрібною фракцією. Крім того, перенасичена суміш в обертовому шарі поступово спадає вниз. Цей факт призводить до перекриття потоку газу на вході. У результаті газовий потік виносить як частинки дрібні, так і грубої фракції.

На основі отриманих даних слід забезпечувати обрання оптимальних часових меж для кожного циклу звантаження, що впливає на втрати енергії та, відповідно, ефективність процесу пневмокласифікації. Таким чином, пропонується математична модель оцінювання параметрів рівняння (2.2), заснована на використанні квазілінійного регресійного аналізу [427]. У результаті отримано наступну регресійну модель [497]:

$$a = \exp \left[\frac{\sum_{i=1}^N \psi_i \cdot \sum_{i=1}^N \psi_i \ln T_i - \sum_{i=1}^N \psi_i^2 \cdot \sum_{i=1}^N \ln T_i}{(\sum_{i=1}^N \psi_i)^2 - N \cdot \sum_{i=1}^N \psi_i^2} \right]; \quad (2.3)$$

$$n = \frac{\sum_{i=1}^N \psi_i \cdot \sum_{i=1}^N \ln T_i - N \cdot \sum_{i=1}^N \psi_i \ln T_i}{(\sum_{i=1}^N \psi_i)^2 - N \cdot \sum_{i=1}^N \psi_i^2}, \quad (2.4)$$

де $\psi = \ln(D_c/D_f)$ – логарифмічне відношення розміру частинок грубої та дрібної фракцій; i – номер експериментальної точки; N – загальна кількість наборів експериментальних даних.

У результаті квазілінійного регресійного аналізу на основі рівнянь (2.3) та (2.4) було визначено наступні значення емпіричних параметрів: $a = 30,7$; $n = 1,35$.

Порівняння апроксимуючої кривої на основі регресійних рівнянь (2.3) та (2.4) з відповідними експериментальними результатами дозволяє одержати

коефіцієнт кореляції Пірсона 0,992, що підтверджує достовірність запропонованої математичної моделі.

Варто зазначити, що отримані результати значно доповнюють попередні дослідження. Зокрема, у роботах [495, 496] були розроблені рекомендації щодо геометричних параметрів пневматичних класифікаторів. Запропонована вище математична модель дозволяє аналітично визначати робочі параметри процесу, зокрема період дозавантажування гранульованого матеріалу в апарат для забезпечення ефективного розділення.

Отримані експериментальні результати дозволили оцінити раціональні геометричні параметри робочого простору в пневматичних класифікаторах, а також перевірити запропоновану математичну модель на основі впровадження процедури квазілінійної регресії. У результаті показано, що пневмокласифікатор ромбічної форми забезпечує ефективне розділення матеріалу з чистотою цільової фракції до 95 %. Таким чином, забруднення дрібної фракції грубою фракцією не перевищує 5 %.

2.3.4 Методика експериментальних досліджень капілярного підйому рідини

Пластинки різних капілярно-пористих паперових наноматеріалів постійної ширини b і товщини δ занурюються по черзі у посудину з водою. На капілярний рух рідини з резервуару в пористе середовище впливають різні чинники.

Капілярно-пористе середовище змочується, і сили поверхневого натягу піднімають рідину вгору вздовж пластини. Підйом здійснюється до тих пір, поки сила поверхневого натягу не врівноважиться силою тиску. Необхідним є експериментальне дослідження зміни з часом висоти підйому рідини в капілярно-пористій пластині. Також необхідно розробити математичну модель опису процесу такого руху рідини та прогнозування властивостей капілярів для паперових наноматеріалів. Ця модель має також пояснювати попередні моделі, представлені в роботі [236].

Експериментальний стенд, схема якого наведена у додатку М, складається з опорного кріплення капілярно-пористого матеріалу і лінійки для вимірювання висоти підйому рідини. Нижній кінець капілярно-пористого матеріалу занурюють у ємність з рідиною. Вимірювання висоти підйому рідини через капілярно-пористий матеріал проводиться за допомогою вимірювальної лінійки та горизонтального рухомого рівня.

Для оцінювання параметрів процесу застосовується теорія ідентифікації параметрів за даними експериментальних досліджень [44, 148]. У цьому випадку, методика проведення експериментальних досліджень наведена нижче.

Нижній кінець капілярно-пористого матеріалу занурюється у ємність з водою на 0,01 м. Вплив швидкості та глибини занурення матеріалу у воду нехтується. Зафіксувавши момент занурення матеріалу у воду у часі, швидкість підйому води обчислюється за висотою підйому за одиницю часу. Вимірювання висоти підняття рідини здійснюється, починаючи з поверхні води. Положення рівня рідини h вимірюється з кроком 5 хв. Висота підйому рідини вимірюється лінійкою з похибкою, що не перевищує 0,5 мм.

Експериментальне дослідження включає чотири етапи для п'яти зразків папероподібних наноматеріалів. При цьому враховується зміна ширини зразка для дослідження впливу на капілярну здатність. Отримані результати зведені до додатку М.

Підтвердження можливості інтенсифікації процесу відведення вловленої плівки рідини у сепараційному пристрої ґрунтується на дослідженні процесу капілярного підйому рідини за умов вібраційного зовнішнього впливу (додаток М).

Для накладання зовнішнього вібраційного впливу застосовується ультразвуковий диспергатор УЗДН-А, призначений для дослідження об'єктів із волокнистих, кристалічних, порошкоподібних та інших речовин при електронно-мікроскопічних дослідженнях у хімічній технології та інженерії та інших, суміжних галузях. Ультразвуковий диспергатор УЗДН-А також може бути

застосовано для отримання суспензій та емульсій з різних речовин, а також для експериментальних досліджень дії ультразвуку на різні процеси.

Пристрій має наступні технічні характеристики:

- робоча частота генератора і випромінювача – 22 кГц;
- максимальна вихідна електрична потужність – 130 Вт;
- подвійна амплітуда коливань робочого торця випромінювача з конічною насадкою у повітрі – 20 мкм;
- автоматична витримка тривалості диспергування – 1–99 хв;
- час безперервної роботи при максимальній інтенсивності – 20 хв;
- номінальна вживана електрична потужність – 300 Вт;
- напруження від мережі змінного струму частотою 50 Гц – 220 В;
- габаритні розміри – 295×290×550 мм;
- маса – 40 кг.

Диспергатор виконано як настільна установка і містить стійку, у якій розміщені блок живлення і шумозахисна камера зі стінкою, армованою звукоізоляційним матеріалом. На вертикальній стінці всередині камери закріплено штатив для встановлення і переміщення робочого випромінювача. Концентратор випромінювача має різьбовий вихід, що дозволяє встановлювати робочі насадки різного конструктивного виконання, у тому числі тими, які входять до комплекту диспергатора. Ультразвуковий диспергатор також оснащений таймерним пристроєм з автоматичною витримкою часу диспергування.

Пристрій працює у наступний спосіб. Електричні коливання частотою 22 кГц, згенеровані транзисторним генератором блоку живлення, перетворюються п'єзотрикуційним перетворювачем випромінювача у механічні пружні коливання відповідної частоти, які діють на середовище. При цьому, налаштування генератора на резонансну частоту випромінювача виконується шляхом відповідного регулювання (автоматичного налаштування) частоти генератора на резонансну частоту випромінювача, або шляхом знаходження

відповідності максимуму кавітаційного шуму максимальному значенню фонтана рідини.

У результаті проведення експериментального дослідження з впливу ультразвукових коливань на інтенсивність відведення капілярної рідини виявлено ефект суттєвого підвищення висоти капілярного підйому рідини порівняно зі стаціонарною висотою, що визначається формулою Жюрена–Бореллі.

2.3.5 Методика експериментальних досліджень поверхні розділення фаз

Основними елементами експериментальної установки є: абсорбер; рідинний сепаратор; повітрянагрівач; стабілізатор температури; модуль вимірювання газового потоку, вологості, температури та перепаду тиску. Для оцінювання поверхні контакту фаз гетерогенної системи «газ – рідина» використано розпилювальна башта, оснащена конусоподібними конфузорами. Відповідна схема наведена у додатку Н. досліджувались наступні форми конфузурів: класичний конічний (K_0); з профільованою внутрішньою поверхнею (K_1); з подвійно профільованою внутрішньою поверхнею (K_2). Характеристики досліджуваної конструкції: діаметр конфузора $d = 33$ мм; коефіцієнт отвору $\varphi = 0,137$; кут конусності $\alpha = 45^\circ$. Експериментальні дослідження проводились у поліметилметакрилатній башті з оргскла. Геометричні розміри: діаметр 0,09 м; висота 1,2 м. Досліджувані речовини: вода; водний розчин поліакриламідю. Розчин полімеру характеризується наступними енергетичними характеристиками відповідно до моделі Оствальда де Ваеля:

$$\tau_w = K' \cdot \gamma_w^n = 0.0033 \cdot \gamma_w^{0.92}, \text{ Н/м}^2 \quad (2.5)$$

де τ_w – пристінкові дотичні напруження; K' – коефіцієнт степеневі залежності; γ_w – пристінкова швидкість зсуву.

Діапазони чисел Рейнольдса для газу і рідини $Re_G = (43-130) \cdot 10^3$ та $Re_L = 0,2-15$, відповідно:

$$Re_G = \frac{4 \cdot M_G}{\pi \cdot d \cdot \mu_G} \quad (2.6)$$

$$Re_L = \frac{w^{2-n} \cdot d^n \cdot \rho_L}{8^{n-1} \cdot K'} \quad (2.7)$$

де M_G – масові витрати газу; d – діаметр горловини конфузора; μ_G – в'язкість газу; ρ_L – густина рідини; w – середня швидкість рідини.

Середня швидкість газу/рідини розрахована для поперечного перерізу отвору конфузору (для діаметра d).

Дослідження полягає у визначенні зміни поверхні розділення фаз системи «газ – рідина» залежно від зміни витрат газу та рідини. Результати експериментальних досліджень для модифікованих конфузоров порівнювались з результатами для класичного конфузора K_0 . Візуалізація досліджуваної міжфазної поверхні проводиться за допомогою методу фотофіксації за допомогою цифрової камери «CASIO QV-3000EX/Tr» розширенням 2048×1536 пікселів. Камера оздоблена спеціалізованим програмним забезпеченням, розробленим «CASIO», та дозволяє професійне оброблення зображень за допомогою ПК. Фотографії поверхні під конфузоров зроблені фотоапаратом на відстані 17 см нижче нижнього краю конфузору.

Результати експериментальних досліджень двофазного газо-рідинного потоку оброблено з використанням методу DPPM («Digital Picture Processing Method»). Відповідна процедура полягає в перетворенні зображення на шкалу відтінків сірого. На наступному етапі вимірювань визначається товщина шару рідини, що стікає по стінці, та аналізується значення рівня сірого кольору. Загальний розмір міжфазної поверхні дорівнює сумі поверхні рідкої плівки та

всіх крапель в ядрі колони. Всього було зроблено 120 цифрових фотографій, які показали існування близько 6000 крапель різної форми та розмірів.

Експериментальні дослідження повітряного потоку у вежі, оснащених усіма досліджуваними конфузорами, показали, що значення коефіцієнта тертя не залежать від числа Рейнольдса газу, що відповідає автотельному режиму, проте залежать від досліджуваної конструкції. Було встановлено, що для конфузора K_0 у формі конуса число Ейлера для потоку газу

$$Eu_G = \frac{\Delta P_G \cdot \pi^2 \cdot d^4 \cdot \rho_G}{16 \cdot M_G^2} \quad (2.8)$$

становить $Eu_G = 0,81$. Для потоку повітря у модифікованих конфузорах були отримані наступні значення: $K_1 - Eu_G = 0,58$; $K_2 - Eu_G = 0,59$. Модифіковані конструкції призвели до зниження опору потоку на 27–28 % відносно традиційної, конусоподібної конструкції. Було встановлено, що перепад тиску для геометрично модифікованих конфузоров є меншим, ніж у випадку класичного, конусний конфузора. При збільшенні числа Рейнольдса для газу число Ейлера зменшується. Для двофазного потоку число Ейлера визначається наступним чином:

$$Eu = \frac{\Delta p \cdot \pi^2 \cdot d^4 \cdot \rho_G}{16 \cdot M_G^2} \quad (2.9)$$

і описується за кореляційною формулою:

$$Eu = Eu_G + C \cdot \frac{Re_L}{Re_G} \quad (2.10)$$

Значення константи C та числа Eu_G у рівнянні (2.10), а також отримані дані експериментальних досліджень наведені у додатку Н.

Таким чином показано, що хвилеутворення на поверхні плівки зростає зі збільшенням витрат газу. При збільшенні частки рідини, що стікає плівкою вниз по стінці, незначна її частина розпилюється на краплі. Хвилеутворення на поверхні плівки впливає на збільшення поверхні розділення фаз. На фотографіях можна спостерігати хвилі стікаючої плівки рідини та поодиноких крапель. Загальний розмір міжфазної поверхні становить суму поверхні плівки та всіх крапель в ядрі вежі.

Показано поверхню рідкої плівки за малих витрат рідини. При цьому видно хвилясту структуру поверхні. Хвилі в рідині мають неправильну форму, і ця нерівність стає більш вираженою при збільшенні витрат газу, що є результатом утворення вихорів у потоці газового потоку. При значних швидкостях рідини утворюються поздовжні хвилі, що ж результатом надлишку рідини в пристінковому шарі. Поверхню плівкової рідини для класичного конфузору K_0 було порівняно з поверхнею для модифікованих конфузурів.

2.3.6 Методика експериментальних досліджень процесу вібраційної грануляції

У процесі витікання рідини з отворів віброгранулятора можна визначити критичну швидкість розпаду струменя на краплі з умови квазірівноважного стану як рівності сил поверхневого натягу та опору середовища:

$$\sigma \pi d = 3\mu v_{cr} \pi d, \quad (2.11)$$

де d – діаметр краплі; σ, μ – коефіцієнт поверхневого натягу і динамічна в'язкість, відповідно; v_{cr} – критичне значення швидкості.

У результаті можна отримати наступну залежність:

$$v_{cr} = \frac{\sigma}{3\mu}. \quad (2.12)$$

Для ламінарного потоку формула (2.12) вказує, що критична швидкість не залежить від розміру утворюваних крапель. Цей факт робить цінним створення науково-теоретичних основ процесу саме керованого формування краплі, використовуючи ефект накладених вібрацій на режими коливань краплі.

Варто зазначити, що вищезазначена залежність відповідає наступному критичному значенню безрозмірного критерію:

$$Ca_{cr} = \left(\frac{We}{Re} \right)_{cr} = 0,33, \quad (2.13)$$

де Ca – число капілярності – критерій подібності в гідродинаміці як співвідношення сил в'язкого тертя і поверхневого натягу; Re – число Рейнольдса як відношення сил інерції до сил в'язкості; We – число Вебера – критерій подібності, що визначає відношення сил інерції до сил поверхневого натягу:

$$Ca = \frac{\mu v}{\sigma}; \quad Re = \frac{\rho v d}{\mu}; \quad We = \frac{\rho d v^2}{\sigma}, \quad (2.14)$$

де ρ – густина; v – швидкість.

У роботі [162] встановлено, що оптимальним способом диспергування плаву з дотриманням монодисперсного утворюваних крапель є накладання вібраційного впливу на струмінь рідини. Відповідний спосіб отримання дисперсних частинок реалізується в обертовому віброгрануляторі, схема якого наведена у додатку П, у якому джерелом вібрацій є резонатор – диск, що здійснює періодичний рух в осьовому напрямку [498].

Обертвий віброгранулятор працює наступним способом. Привод призводить до обертального руху вал 1 і розподільчі перегородки 6, які вирівнюють швидкість плаву. Розплав, який подається до віброгранулятора через вхідний патрубок 3, надходить до колектора перфорованої оболонки 5 (корзини). Паралельно з цим, під дією напору рідинні струмені, на які додатково накладається вібраційний вплив через диск 7, витікають з отворів перфорованої

оболонки. Між вібруючим диском 7 і дном корзини 5 є рідинний шар, який забезпечує гідромеханічний зв'язок між ротором і плавом. При цьому частота осьових коливань диска впливає на розміри отримуваних крапель і, відповідно, ступінь монодисперсності.

Для проведення експериментальних досліджень вібраційного впливу на характеристики отримуваних гранул застосовуються експериментальні установки наукової лабораторії кафедри процесів та обладнання хімічних і нафтопереробних виробництв Сумського державного університету, наведені у додатку П. Експериментальний стенд для дослідження процесу диспергування в обертовому віброгрануляторі додатково оснащений системою керування.

Стенд оснащений шафою керування, яка містить пульт керування і пневматична система вимірювання рівня рідини. Остання складається з перетворювача «ПЭП-11», призначеного для пропорційного перетворення надлишкового тиску стиснутого повітря, що надходить від пневматичних пристроїв тиску, розрідження, перепаду тиску, рівня та густини рідини до уніфікованого, аналогового сигналу.

Зміна технологічних характеристик при диспергуванні реалізується за рахунок вимірювання витрат, частоти тощо, поєднаних з фото- та відеофіксацією з відповідним обробленням сучасними цифровими засобами. При цьому, похибка вимірювання частоти коливань актуатора не перевищує 2 %; похибка визначення розмірів крапель із застосуванням градаційної сітки становить 6 %. Контроль вібраційного сигналу, що надходить до дна перфорованої оболонки, здійснюється за допомогою осцилографа GDS-820S. Детальний опис послідовності вимірювань відповідає загальноприйнятим рекомендаціям [499].

Раніше було встановлено, що розплав аміачної селітри і вода демонструють подібну поведінку під час подрібнення [144, 500, 501]. Тому в експериментальних дослідженнях використовується вода в умовах навколишнього середовища. Розпад струменя води досліджується за допомогою стробоскопічного світла із фіксацією високошвидкісною камерою. Витрати рідини регулюються витратоміром «Metran 370». Для відділення рідини від

твердих домішок застосовується фільтр. Рівень рідини регулюється вимірювачем рівня «Metran 100». Завдяки гідростатичному тиску, що створюється рівнем рідини в перфорованому днищі, рідина витікає з отворів. Комп'ютерна програма генерує сигнал, який після підсилення передається на магнітострикційний актуатор (електромагнітний вібратор), змушуючи резонатор вібрувати. Дисковий осцилятор розміщений над центральною частиною перфорованого днища. Зазор між диском і днищем забезпечує гідродинамічний зв'язок між елементами гідромеханічної системи, завдяки якому хвилі поширюються в розплаві у вигляді пружних деформацій і досягають перфорованого днища. Частота коливань перфорованого днища фіксується датчиком вібрації «DN-3M1» з перетворювачем «PKV-02». Для візуального спостереження розпаду струменя рідини на краплі використовується стробоскоп, а частотний сигнал синхронізується з генератором хвиль. Біля місця виходу струменя з отвору перфорованого днища гранулятора знаходиться екран з градацією для визначення довжини струменя до його розпаду, діаметра крапель, що утворюються після розпаду струменя, та відстані між краплями. Камера розташована над струменем та екраном і має шкалу для контролю за розпадом струменя на краплі. Отримані знімки аналізуються методом ODM («Objects Detection Method») за допомогою можливостей програмного забезпечення «MatLab». Цей метод дозволяє визначати розміри крапель, відстань між ними та інші параметри розпаду струменя. Для того, щоб дослідити вплив вібрацій на явище розриву струменя та додатково проілюструвати процес одержання монодисперсних крапель, досліджено рівень рідини (пропорційний швидкості витікання рідини з отвору), амплітуда та частота вимушеного сигналу. Одним із способів отримання вимушених коливань струменя рідини є поширення регулярних імпульсів тиску в струмені. Джерелом таких імпульсів може бути дисковий генератор (коливальна мембрана), який вібрує в осьовому напрямку.

Для оброблення отримуваних результатів застосовується загальноприйнятий підхід до оцінювання сумарної похибки проведення

експериментальних досліджень. Зокрема, для відносна похибка вимірюваних величин визначається за наступним виразом:

$$\delta_y = \sqrt{(\delta_{y1} + \delta_{y2})^2 + \delta_{y3}^2}, \quad (2.15)$$

де δ_{y1} , δ_{y2} , δ_{y3} – відповідно відносні похибки вимірювального приладу, методу вимірювання і випадкова похибка.

При цьому, похибка вимірювального приладу визначається, як правило, за половиною ціни ділення. Похибка методу вимірювання ураховує недосконалість методу дослідження.

Випадкова похибка відповідає за точність повторних вимірювань і залежить від сукупності випадкових факторів. Її абсолютне значення є нормалізованим середньоквадратичним відхиленням результатів багаторазових вимірювань:

$$\delta_{y3} = \sqrt{\frac{\sum_{k=1}^n (y_k - y_{av})^2}{n-1}}, \quad (2.16)$$

де y_k – значення вимірюваної величини у k -му вимірюванні ($k = 1, 2, \dots, n$); n – кількість повторів вимірювання величини; y_{av} – середнє значення вимірюваної величини за серією n повторюваних вимірювань:

$$y_{av} = \frac{\sum_{k=1}^n y_k}{n}. \quad (2.17)$$

Для визначення відносної похибки δ_y розрахунку комплексної величини y , яка функціонально залежить від сукупності вимірюваних величин x_i ($i = 1, 2, \dots, m$) загальною кількістю m , застосовується наступна формула:

$$\delta_y = \sqrt{\sum_{i=1}^m (\psi_i \delta_{xi})^2}, \quad (2.18)$$

де δ_{x_i} – відносна похибка вимірювання величини x_i ; ψ_i – вагові функції:

$$\psi_i(x_1, x_2, \dots, x_m) = \frac{x_i}{y} \frac{\partial y}{\partial x_i}. \quad (2.19)$$

Для перевірки відповідності теорії з експериментальними даними застосовується порівняння двох незалежних похибок за критерієм Фішера:

$$F = \frac{D_1}{D_2}, \quad (2.20)$$

де D_1 , D_2 – відповідно залишкова дисперсія і дисперсія повторюваності математичних очікувань:

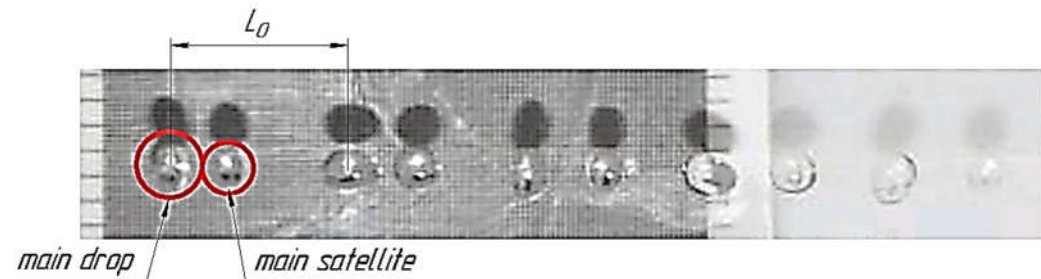
$$D_1 = \frac{1}{p-l} \sum_{j=1}^p (y_j - y_j^{av})^2; \quad D_2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (y_i^e - y_{av})^2, \quad (2.21)$$

де p – кількість груп параметрів; l – кількість параметрів теоретичної залежності; n – кількість експериментальних точок; y_j , y_i^e – відповідно теоретичні та експериментальні значення вимірюваної величини; y_{av} , y_j^{av} – середні значення у групі вимірюваних величин.

Для дослідження впливу накладених вібрацій на режими коливань крапель змінювалася частота коливань у діапазоні 220–800 Гц з амплітудою 45–100 мкм. Результати експериментальних досліджень були проаналізовані за допомогою програмного забезпечення MatLab.

Експериментально встановлено, що починаючи з частоти 240 Гц, розпад струменя відбувається з утворенням основної краплі разом зі супутником (рисунок 2.7 а). Середній діаметр супутника $d_{s0} = 0,9$ мм не суттєво відрізняється від середнього діаметра крапель $d_0 = 1,0$ мм. На початку цього руху відстань між групами крапель становить $l_0 = 3,8$ мм.

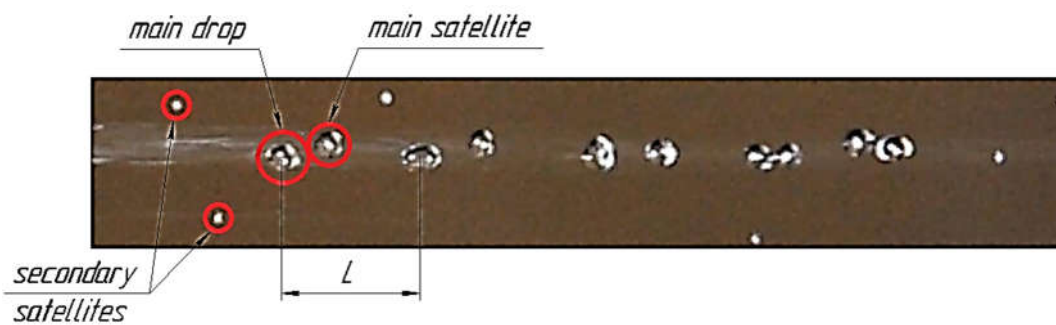
Після розриву поверхневого зв'язку між краплиною та супутником формуються вторинні супутники середнього діаметра $\Delta d = 0,2$ мм. При цьому діаметри основної краплі та основного супутника зменшуються до $d = 0,9$ мм та $d_s = 0,8$ мм, відповідно, а відстань між ними зменшується до $l = 2,1$ мм.



а



б



в

Рисунок 2.7 – Розпад струменя рідини на краплі на частоті 240 Гц (а),
режими коливань крапель для частотного діапазону 500–520 Гц (б)
та формування вторинних сателітів на частоті 800 Гц (в)

У діапазоні частот 500–520 Гц встановлюється режим монодисперсного розпаду струменя (рисунок 2.7 б). Як можна спостерігати, краплі мають еліпсоїдну форму з почерговою зміною основної та другорядної осей.

Із подальшим збільшенням частоти відбувається полідисперсний розпад струменя. Збільшення частоти до 800 Гц призводить до розпилення струменя з утворенням великої кількості відносно малих вторинних сателітів (рисунок 2.7 в).

В останньому випадку середня кількість супутників може бути приблизно визначена за законом збереження маси для системи «основна крапля – основний супутник – вторинні супутники»

$$\rho \frac{\pi}{6} (\Delta d^3 n_s + d^3 + d_s^3) = \rho \frac{\pi}{6} (d_0^3 + d_{s0}^3) \quad (2.22)$$

за наступною формулою:

$$n_s = \frac{(d_0^3 - d^3) + (d_{s0}^3 - d_s^3)}{\Delta d^3}. \quad (2.23)$$

Грунтуючись на експериментально отриманих режимах коливань краплинної рідини у процесі диспергування плаву в обертовому віброгрануляторі, встановлено, що існує декілька режимів, що залежать від частотних характеристик вібраційного впливу. Зокрема, на першому режимі амплітуда радіальної швидкості зростає від нуля в центрі краплі до свого максимального значення поблизу поверхні. Цей режим відповідає відносно низьким частотам коливань. Він реалізується до межі, поки довжина хвилі не дорівнюватиме аналітично отриманому критичному значенню. У другому режимі амплітуда радіальної швидкості всередині краплі перевищує критичне значення і досягає максимального значення на деякій відстані від поверхні, на якій радіальний градієнт швидкості змінює свій знак. Цей режим відбувається на відносно високих частотах коливань і супроводжується розпиленням струменя з утворенням значної кількості відносно невеликих вторинних супутників.

Достовірність отриманих результатів підтверджується порівнянням аналітично отриманим діаметрів супутників з відповідними експериментальним

значеннями для різних частот вібраційного впливу. Також отримані результати можуть бути корисними для розроблення і впровадження енергоефективного віброгрануляційного обладнання для одержання високоякісних прил з контрольованими характеристиками та високим ступенем монодисперсності, а також для вдосконалення методики проектування відповідного технологічного обладнання.

2.4 Висновки до другого розділу

Таким чином, для виконання дисертаційної роботи обрано сучасні методи аналітичного й імітаційного моделювань та експериментальних досліджень. За основу створення математичних моделей обрано теоретичну та обчислювальну гідродинаміку, теорію тепломасообміну, теорію коливань та гідроаеропружності у поєднанні з методами параметричної ідентифікації. Для підтвердження достовірності результатів дослідження пропонується розробити методи ідентифікації параметрів математичних моделей за результатами експериментальних досліджень із комплексним застосуванням квазілінійного регресійного аналізу та засобів штучного інтелекту. Розглянуто передумови виникнення теорії ідентифікації параметрів як наукова основа створення достовірних математичних моделей нестационарних, у тому числі вібраційних гідромеханічних і тепломасообмінних процесів.

Окрема увага приділена методиці проведення числових і експериментальних досліджень. Зокрема, наведено результати числового моделювання процесів сепарації, а також експериментальних досліджень поверхні розділення фаз в абсорбційній вежі, капілярного підйому рідини, пневмокласифікації гранульованого матеріалу та вібраційної грануляції.

Наукові результати, представлені у розділі, висвітлені у працях [2, 3, 8, 14, 16, 21, 23–25] із переліку наукових праць, в яких опубліковані основні результати дисертації.

РОЗДІЛ 3

НАУКОВО-ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ ВІБРАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ СЕПАРАЦІЇ ГАЗОДИСПЕРСНИХ СИСТЕМ

3.1 Гідромеханічні процеси вібраційної сепарації

3.1.1 Гідродинаміка газорідного потоку у плоскому каналі з вібруючою стінкою

Розглядається рух газорідного потоку в плоскому каналі між двома паралельними стінками. Одна зі стінок жорстка, друга – здійснює коливання з амплітудою віброшвидкості a (м/с), частотою ω_0 (рад/с) і довжиною хвилі $L = 2\pi/\lambda$ (м), де λ – хвильовий параметр (м^{-1}). Усі сили негідродинамічної природи в газорідному потоці вважаються відсутніми або їх вплив на рух краплинної рідини є незначним.

Розрахункова схема наведена на рисунку 3.1, де $A = a/\omega_0$ – амплітуда коливань, м; M_0 – початкове положення точки; u, v – компоненти швидкості потоку w , м/с.

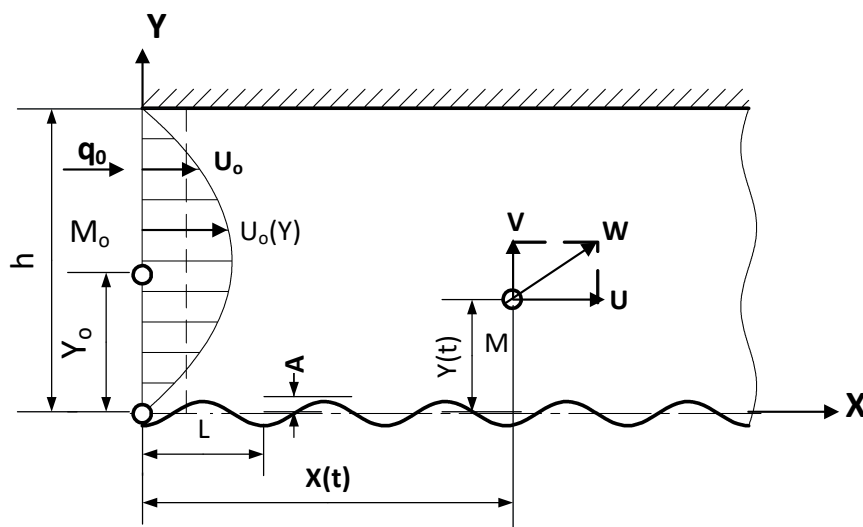


Рисунок 3.1 – Розрахункова схема

Для опису руху суцільної фази в каналі з вібруючою деформівною стінкою можна застосувати систему диференціальних рівнянь Нав'є–Стокса і нерозривності. Аналітичне розв'язання цієї системи здійснюється за припущення двовимірного ізотермічного в'язкого нестинутого потоку і спрощення – нехтування конвективними членами сил інерції.

Враховуючи вищезазначені спрощення та припущення, можна записати:

– рівняння нерозривності:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (3.1)$$

– рівняння Нав'є–Стокса:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \\ \rho \frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) \end{cases} \quad (3.2)$$

де u , v – компоненти швидкості потоку у напрямку координатних осей x та y , відповідно, м/с; p – тиск, Па.

Опис способу розв'язання системи диференціальних рівнянь (3.1), (3.2) наведено у роботі [16] для наступних початкових і граничних умов:

$$\begin{cases} u(0, y, t) = u_0(y) & u(x, 0, t) = 0 & u(x, h, t) = 0 \\ v(0, y, t) = 0 & v(x, 0, t) = f(x)\phi(t) & v(x, h, t) = 0 \\ p(0, y, t) = p_0 \end{cases} \quad (3.3)$$

де $u_0(y)$ – профіль швидкості потоку на вході у канал, м/с; h – висота каналу, м; $f(x)$ – функція форми коливань стінки каналу; $\phi(t)$ – часова функція коливань стінки каналу; p_0 – тиск на вході, Па.

У результаті отримано загальний розв'язок:

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \frac{6y}{h^3} (h - y) \left[q_0 + \frac{a}{\lambda} (1 - \cos \lambda x) \sin \omega_0 t \right]; \\ \frac{dy}{dt} = \frac{a}{h^3} (h - y)^2 (2y + h) \sin \lambda x \sin \omega_0 t, \end{cases} \quad (3.4)$$

де q_0 – питомі витрати, м²/с; u_0 – швидкість на вході (м/с) що залежить від вертикальної координати y [502].

Система рівнянь (3.4) є нелінійною і не може бути розв'язана напряму. Отже, для отримання достатньо точного наближення як аналітичного розв'язку допустимою відносною похибкою розглядається випадок, коли швидкість потоку q_0 суттєво перевищує амплітуду $\Delta q_a = 2a/\lambda$ вібраційних витрат $\Delta q = a/\lambda \cdot (1 - \cos \lambda x) \sin \omega_0 t$ як результату впливу вібруючої стінки на газорідний потік. З огляду на вищезазначене, слід ввести наступний безрозмірний критерій як відношення значення амплітуди додаткових витрат Δq_a до питомих витрат q_0 :

$$Cr_1 = \frac{\Delta q_a}{q_0} = \frac{2a}{\lambda q_0} = \frac{2}{\lambda h} \frac{a}{\bar{u}_0}, \quad (3.5)$$

де $\bar{u}_0 = q_0/h$ – середня швидкість на вході як відношення швидкості потоку q_0 і висоти h сепараційного каналу, м/с.

У випадку $Cr_1 \ll 1$ система (3.4) набуває спрощеного вигляду:

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \frac{6y}{h^3} (h - y) q_0; \\ \frac{dy}{dt} = \frac{a}{h^3} (h - y)^2 (2y + h) \sin \lambda x \sin \omega_0 t. \end{cases} \quad (3.6)$$

Оскільки вплив вібруючої стінки на потік переважає близько пристінкової області $y/h \ll 1$, останню систему можна спростити за допомогою розкладання у степеневий ряд зі збереженням членів першого порядку малості:

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \frac{6\kappa_1}{h} q_0; \\ \frac{dy}{dt} = \kappa_2 a \sin \lambda x \sin \omega_0 t, \end{cases} \quad (3.7)$$

де безрозмірні параметри κ_1 , κ_2 мають наступний вигляд:

$$\kappa_1 = \frac{y_0}{h} \left(1 - \frac{y_0}{h}\right); \quad \kappa_2 = \left(1 - \frac{y_0}{h}\right)^2 \left(1 + \frac{2y_0}{h}\right), \quad (3.8)$$

а також $y_0 = y(0)$ – початкова координата (висота) частинки.

Розв'язання системи (3.7) для початкових умов $x(0) = 0$ та $y(0) = y_0$ дозволяє отримати аналітичний розв'язок для компонентів швидкості газокраплинного потоку:

$$\begin{cases} x(t) = u_0 t; \\ y(t) = y_0 + \frac{1}{2} \kappa_2 a \left(\frac{\sin \omega_1 t}{\omega_1} - \frac{\sin \omega_2 t}{\omega_2} \right), \end{cases} \quad (3.9)$$

де введено частоти:

$$\omega_1 = \omega_0 - \lambda u_0; \quad \omega_2 = \omega_0 + \lambda u_0. \quad (3.10)$$

Таким чином, розв'язок (3.9) свідчить про наявність бігармонічних коливань частинок із частотами $\omega_{2,1} = \omega_0 \pm \lambda u_0$ та, відповідно, з періодами коливань $T_{2,1} = 2\pi/(\omega_0 \pm \lambda u_0)$.

Наступний критерій

$$Cr_2 = \lambda u_0 / \omega_0 \quad (3.11)$$

дозволяє розглянути два окремі випадки. Для малих довжин хвиль ($Cr_2 \gg 1$), розкладання правої частини рівняння (3.9) до ряду Тейлора відносно частоти ω_0

з утриманням членів першого порядку малості дозволяє отримати наступне наближення:

$$\begin{cases} x(t) = u_0 t; \\ y(t) = y_0 - \frac{\kappa_2 a}{\lambda u_0} \sin \lambda u_0 t \cos \omega_0 t. \end{cases} \quad (3.12)$$

З іншого боку, коли $Cr_2 \ll 1$ (випадок відносно великих довжин хвиль) можна отримати наступне:

$$\begin{cases} x(t) = u_0 t; \\ y(t) = y_0 - \frac{\kappa_2 a}{\omega_0} \sin \lambda u_0 t \cos \omega_0 t. \end{cases} \quad (3.13)$$

Варто зазначити, що критерій (3.11) за своїм фізичним змістом є величиною, оберненою до числа Струхалія (Sh) або числа гомохронності (Ho), який є критерієм подібності нестационарних, зокрема, вібраційних потоків.

Аналіз вищезазначених формул дозволяє зробити висновок, що частинки рухаються поблизу віброуючої стінки у тому випадку, коли початкова координата y_0 не перевищує свого граничного значення y_0^b . З аналітичної точки зору введення безрозмірного параметра $\kappa_3 = a/(\omega_0 h)$ дозволяє отримати наступні вирази для визначення діапазону значень товщини пристінкової області:

$$\begin{aligned} y_{0 \min}^b &= \kappa_3 h (1 - 3\kappa_3^2); \\ y_{0 \max}^b &= 0,29h \sqrt{Cr_1}. \end{aligned} \quad (3.14)$$

Траєкторії частинок можна описати наступним рівнянням:

$$y(x) = y_0 + \frac{1}{2} \kappa_2 a \left(\frac{\sin \lambda_1 x}{\lambda_1} - \frac{\sin \lambda_2 x}{\lambda_2} \right), \quad (3.15)$$

де введено наступні хвильові параметри:

$$\lambda_{1,2} = \lambda \mp \frac{\omega_0}{u_0} = (1 \mp Ho)\lambda. \quad (3.16)$$

У загальному випадку частинки рідини здійснюють бігармонічні коливання з довжинами хвиль $L_{1,2} = 2\pi/\lambda_{1,2}$, які відрізняються від довжини хвилі $L = 2\pi/\lambda$ вібраційного впливу стінки.

Більш точно визначення траєкторій може бути здійснено у відносних координатах

$$\xi(t) = \frac{\lambda h \omega_0}{6\kappa_1 a} [x(t) - u_0 t]; \eta(t) = \frac{2\lambda u_0}{\kappa_2 a} [y(t) - y_0] \quad (3.17)$$

із застосуванням методу малих збурень [503]. При цьому відносними траєкторіями є еліпси.

Для визначення локальних зон мінімального тиску в газорідинному потоці необхідно дослідити на екстремумі поле тиску як функцію координат x, y та часу t . Подібна процедура здійснюється за допомогою методів математичного аналізу.

Функція тиску має таку спрощену аналітичну форму:

$$p(x, y, t) = p_0 - \frac{6\mu a}{h^3} \left[(1 + Cr_3) \frac{2x}{\lambda} - y(h - y) + \frac{2}{\lambda^2} \right] \sin \lambda x \sin \omega_0 t, \quad (3.18)$$

де Cr_3 – модифіковане число Струхаля:

$$Cr_3 = \frac{h}{A} \cdot Sh = \frac{q_0 \lambda}{a}. \quad (3.19)$$

Для випадку $Cr_3 \ll 1$ (незначні питомі витрати рідини q_0 та відносно великі довжини хвиль $L = 2\pi / \lambda$ з відносно високим значенням віброшвидкості a), функція тиску має такі точки нульового градієнта:

$$\begin{cases} x_n = \frac{1}{\lambda} \left(\arccos \frac{1}{1 + \lambda^2 h^2 / 8} + 2\pi n \right), & (n \in Z); \\ y_n = h/2. \end{cases} \quad (3.20)$$

Із застосуванням розкладання до ряду Тейлора можна отримати спрощений вираз для координат x_n :

$$x_n = \frac{h}{2} - \frac{5}{192} \lambda^2 h^3 + \frac{2\pi n}{\lambda}. \quad (3.21)$$

Це доводить, що зони локального мінімуму тиску зміщуються відносно вузлів хвиль. Причому відстань між цими зонами ($x_{n+1} - x_n$) дорівнює довжині хвилі $L = 2\pi/\lambda$. Цей факт, а також періодичний елемент $\sin \omega_0 t$ свідчить про те, що вібраційний вплив на потік може бути досліджено декількома шляхами. У випадку малих довжин хвиль, коли $2\pi/(\lambda d) > 1$ (d – діаметр краплини), частинки рухаються між двома зонами мінімального тиску, сприяючи розриву крапель, більших за довжину хвилі.

В іншому випадку це призводить до коливання крапель рідини в межах сусідніх зон локального мінімуму тиску. Цей випадок призводить до згортання крапель діаметром d , меншим за довжину хвилі L .

Більше того, наведені випадки дозволяють запропонувати застосування ефекту вибіркової сепарації, впливаючи на потік коливаннями, що є суперпозицією вібраційного впливу з двома хвилями різної довжини L_I та L_{II} ($L_I < L_{II}$) зсунутих по фазі. У цьому випадку процес коагуляції крапель рідини може бути реалізований для отримання частинок з діаметрами у діапазоні $[L_I, L_{II}]$.

Як приклад числового розрахунку розглядається потік рідини у плоскому каналі з урахуванням наступних параметрів: висота каналу $h = 0,1$ м; початкова швидкість $u_0^{in} = 0,1$ м/с; динамічна в'язкість середовища $\mu = 1 \cdot 10^{-3}$ Па·с; амплітуда вібропереміщення $A = 1 \cdot 10^{-3}$ м; частота $f = 50$ Гц; довжина хвилі $L = 5 \cdot 10^{-3}$ м.

У результаті числового розрахунку отримано наступні параметри: питомі витрати $q_0 = 0,01$ м/с; хвильові параметри $\lambda = 1257$ м⁻¹, $\omega_0 = 314$ рад/с; амплітуда віброшвидкості $a = 0,31$ м/с; безрозмірні критерії $Cr_1 = 0,05$, $Cr_2 = 0,60$; діапазон значень ширини пристінкової зони $(1,0-6,5) \cdot 10^{-3}$ м. Для початкової координати $y_0 = 2 \cdot 10^{-3}$ м числові значення безрозмірних коефіцієнтів становлять $\kappa_1 = 0,02$, $\kappa_2 = 0,99$. початкова швидкість $u_0 = 0,01$ м/с; хвильові параметри $|\lambda_1| = 2,5 \cdot 10^3$ м⁻¹, $\lambda_2 = 2,8 \cdot 10^4$ м⁻¹.

У результаті числового моделювання із застосуванням системи комп'ютерної алгебри [504] отримано комплексне поле швидкості. Також результати числового моделювання представлено на рисунку 3.2 як траєкторії потоку у пристінковій зоні сепараційного каналу.

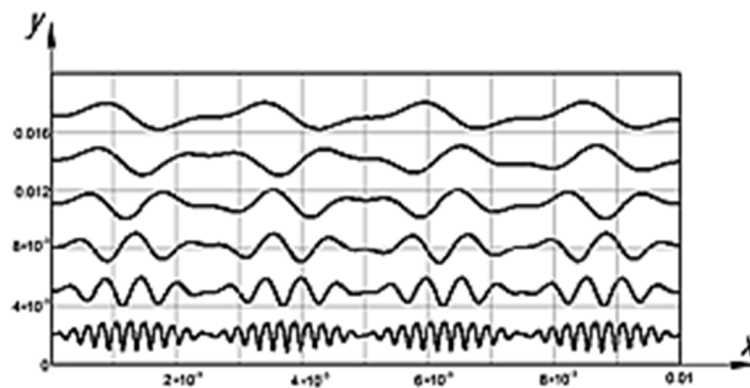


Рисунок 3.2 – Траєкторії рідинного потоку

Цей рисунок наочно показує зменшення амплітуд вібраційного впливу для частинок суцільної фази, віддалених від коливальної стінки. Крім того, частота цього впливу також знижується. Більше того, у пристінковій зоні спостерігається явище «биття» через накладення двох коливань з приблизно однаковою частотою. Цей було доведено експериментальним шляхом [505].

3.1.2 Моделювання руху краплинної рідини у газовому потоці за умов накладання вібраційного впливу

Для вивчення процесу вібраційної сепарації рухомого або зваженого шару слід розглядати механізм руху частинок дисперсної фази, зокрема краплинної рідини. Для цього використовуються різні рівняння залежно від особливостей фізичного процесу. Зокрема, у вібраційному сепараторі з ламінарним або турбулентним режимами для дисперсної фази в потоці газу враховування силової дії на окремі частинки можна оцінити для випадку відносно невеликих концентрацій краплинної рідини.

Розглядається рух краплинної рідини в плоскому каналі. Потік обмежений двома стінками уздовж потоку. Перша стінка нерухома, друга – здійснює коливання з амплітудою віброшвидкості a , частотою ω_0 та довжиною хвилі $2\pi/\lambda$. Відповідна розрахункова схема наведена на рисунку 3.3.

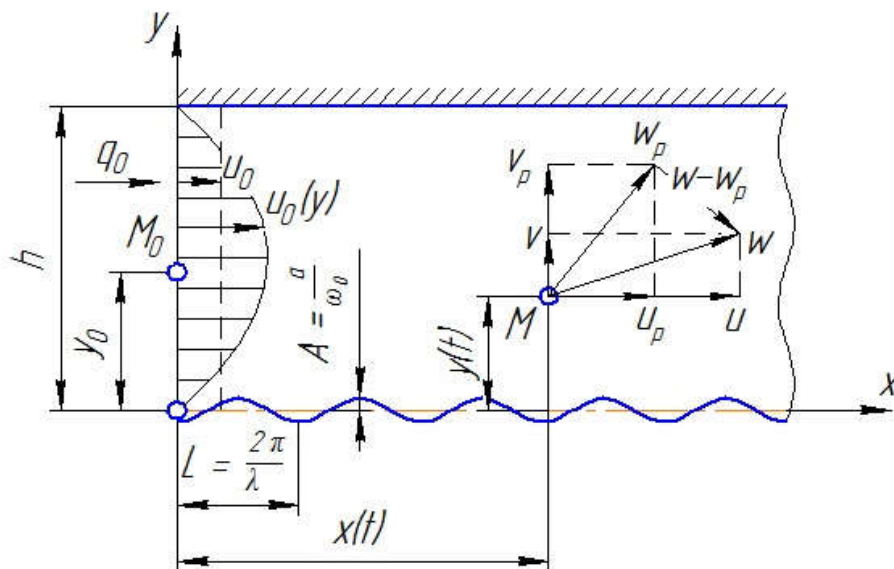


Рисунок 3.3 – Розрахункова схема гідродинаміки газокраплинної суміші

Поле швидкості описується його компонентами наступними рівняннями, отриманими раніше:

$$\begin{cases} u = u_0 + \frac{6\kappa_1 a}{\lambda h} \left[\sin \omega_0 t - \frac{1}{2} \sin(\omega_0 - \lambda u_0) t - \frac{1}{2} \sin(\omega_0 + \lambda u_0) t \right]; \\ v = \frac{\kappa_2 a}{2} [\cos(\omega_0 - \lambda u_0) t - \cos(\omega_0 + \lambda u_0) t], \end{cases} \quad (3.22)$$

де κ_1, κ_2 – безрозмірні параметри, визначені відповідно до методики, представленої у статті [245].

Нестаціонарний рух краплинної рідини є складним, оскільки відповідні диференціальні рівняння, як правило, не мають аналітичного розв'язку, але можуть бути розв'язаними чисельно, проте лише для заданих умов. У іншому випадку необхідно застосувати наближені числові методи дослідження для вирішення поставленої задачі. У цьому випадку розглядаються такі спрощення: краплі є сферичними, а рух переважно ламінарним з малими числами Рейнольдса. У цьому випадку сила опору умовно пропорційна швидкості крапель [506].

Для відносно повільного руху рідкої фази в газовому потоці розглядаються рівняння Бассе–Буссінеска–Озеена для стаціонарного потоку [507–509]. Проте для нестаціонарного руху газорідного потоку використовуються узагальнені рівняння Чена [510, 511] з поправкою Корсіна–Ламлі [512, 513].

У двовимірному формулюванні загальна система диференціальних рівнянь стаціонарного руху краплинної рідини має такий вигляд [514]:

$$\begin{cases} \left(1 + \frac{\gamma}{3}\right) \frac{du_p}{dt} + \beta u_p = \beta u + \gamma \frac{du}{dt} + \frac{9}{\rho_p d_p} \sqrt{\frac{\mu \rho}{\pi}} \int_0^t \frac{1}{\sqrt{t-\theta}} \left(\frac{du}{dt} - \frac{du_p}{dt}\right) d\tau; \\ \left(1 + \frac{\gamma}{3}\right) \frac{dv_p}{dt} + \beta v_p = \beta v + \gamma \frac{dv}{dt} + \frac{9}{\rho_p d_p} \sqrt{\frac{\mu \rho}{\pi}} \int_0^t \frac{1}{\sqrt{t-\theta}} \left(\frac{dv}{dt} - \frac{dv_p}{dt}\right) d\tau - (1 - \gamma)g + \frac{F_y}{m_p}, \end{cases} \quad (3.23)$$

де u_p, v_p – компоненти швидкості краплинної рідини; $d_p, V_p = \pi d_p^3/6$ – діаметр і об'єм частинки відповідно; ρ, ρ_p – густина газу і рідини відповідно; $m_p = \rho V_p$ – маса частинки; μ – динамічна в'язкість середовища; g – прискорення вільного падіння; F_y – інші об'ємні сили; $\beta = 1/\tau$ – фактор інерції, обернено пропорційний постійній часу τ ; $\gamma = 2\rho/(3\rho_p)$ – фактор густини.

Останні рівняння містять компоненти локальних і конвективних сил інерції [515]. Проте, оскільки в попередніх дослідженнях гідродинаміка газорідного потоку розглядалася без конвективних сил інерції, вплив цих сил слід досліджувати окремо шляхом визначення об'ємної сили F_y та подальшої її підстановки до рівняння (3.1.23).

Рівняння також містять сили опору середовища. У цьому випадку необхідно врахувати, що сила опору при відносному русі частинок описується законом Стокса відносно невеликих діаметрів d_p крапель [516]. Впливом інерційних сил для малих значень відносних швидкостей також можна знехтувати [517]. Інший член обумовлено градієнтом тиску внаслідок прискорення частинок.

Відхилення режиму потоку від стаціонарного зумовлено силою Бассе [518], яка збільшує миттєвий опір частинок у потоці. Ця сила визначається інтегральною складовою рівняння. Його вплив на рух краплі слід також досліджувати окремо. Проте варто зазначити, що для відносно значного прискорення частинки сила Бассе стає суттєвою. Отже, миттєвий опір збільшується відносно значення для стаціонарного руху.

Систему нелінійних інтегральних диференціальних рівнянь (3.23), що враховує компоненти швидкості газового потоку (3.22), можна розв'язати як чисельно, так і аналітично, використовуючи узагальнену похідну Капуто–Хукухарі [519, 520].

Однак дане дослідження буде спрямоване на пошук точного аналітичного розв'язку за наступних припущень, що дозволяють спростити систему рівнянь (3.1.23):

1) фактор густини відносно незначний ($\gamma \ll 1$). Це дозволяє знехтувати членом $\gamma/3$, силою інерції приєднаної маси, пропорційної до $\gamma \cdot du/dt$, та членом $-\gamma$, що визначає дію сили Архімеда;

2) ураховуючи особливості сили Бассе та конвективних сил інерції, їх слід досліджувати окремо.

У результаті система рівнянь, що описує рух краплинної рідини, набуває такого вигляду:

$$\begin{cases} \frac{du_p}{dt} + \beta u_p = \beta u; \\ \frac{dv_p}{dt} + \beta v_p = \beta v - g. \end{cases} \quad (3.24)$$

Раніше ця система була розв'язана для випадку стаціонарного поля швидкості. Однак у випадку віброуючої стінки потрібно враховувати вирази (3.22). Система (3.24) показує, що рух краплинної рідини в плоскому газорідинному потоці з віброуючою стінкою є реакцією на полігармонічний вплив із частотами ω_0 , $(\omega_0 - \lambda u_0)$ та $(\omega_0 + \lambda u_0)$. Загальний розв'язок цієї системи має наступний вигляд:

$$\begin{cases} u_p = \frac{dx_p}{dt} = u_0 + A_2 \sin(\omega_0 t - \varphi_2) - A_3 \sin[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_3] - \\ \quad - A_4 \sin[(\omega_0 + \lambda u_0)t - \varphi_4]; \\ v_p = \frac{dy_p}{dt} = B_3 \cos[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_3] - B_4 \cos[(\omega_0 + \lambda u_0)t - \varphi_4] - g\tau, \end{cases} \quad (3.25)$$

де x_p, y_p – координати, що визначають положення краплинної рідини.

Інтегрування системи рівнянь (3.25) за часом дозволяє отримати наступну систему параметричних рівнянь траєкторії частинок краплинної рідини:

$$\begin{cases} x_p(t) = u_0 t - \frac{A_2}{\omega_0} \cos(\omega_0 t - \varphi_2) + \frac{A_3}{\omega_0 - \lambda u_0} \cos[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_3] + \\ \quad + \frac{A_4}{\omega_0 + \lambda u_0} \cos[(\omega_0 + \lambda u_0)t - \varphi_4] + \frac{A_2}{\omega_0} \cos \varphi_2 - \frac{A_3}{\omega_0 - \lambda u_0} \cos \varphi_3 + \frac{A_4}{\omega_0 + \lambda u_0} \cos \varphi_4; \\ y_p(t) = y_0 + \frac{B_3}{\omega_0 - \lambda u_0} \sin[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_3] - \frac{B_4}{\omega_0 + \lambda u_0} \sin[(\omega_0 + \lambda u_0)t - \varphi_4] + \\ \quad + \frac{B_3}{\omega_0 - \lambda u_0} \sin \varphi_3 - \frac{B_4}{\omega_0 + \lambda u_0} \sin \varphi_4 - g\tau t. \end{cases} \quad (3.26)$$

Загалом можна довести, що абсолютними траєкторіями центру мас крапель є криві Ліссажу [521]. Однак окремі випадки слід досліджувати для різних значень безрозмірних критеріїв $\omega_0 \tau$ та $\lambda u_0 / \omega_0$.

Час T_s вловлювання краплинної рідини у сепараційному каналі визначається з умови досягнення координатою у висоти каналу h , тобто $y(T_s) = h$:

$$\begin{aligned} & \frac{B_3}{\omega_0 - \lambda u_0} \{ \sin[(\omega_0 - \lambda u_0)T_s - \varphi_3] + \sin\varphi_3 \} - \\ & - \frac{B_4}{\omega_0 + \lambda u_0} \{ \sin[(\omega_0 + \lambda u_0)T_s - \varphi_4] + \sin\varphi_4 \} - g\tau T_s = h - y_0. \end{aligned} \quad (3.27)$$

Цей час можна скоротити, розмістивши вібруючу стінку у верхній частині каналу. У цьому випадку розрахункова схема змінюється симетрично протилежно, а член “ $-g\tau T_s$ ” необхідно замінити на “ $g\tau T_s$ ”.

У окремому випадку, коли $\lambda u_0/\omega_0 \ll 1$, час захоплення краплинної рідини в сепараційному каналі визначається наступною формулою:

$$T_s = \frac{18\mu(h-y_0)}{\rho_p g d_p^2}. \quad (3.28)$$

Довжину сепараційного каналу, через який проходить краплинна рідина, можна визначити, використовуючи залежності (3.26) та (3.28):

$$L_s(y_0) = x_p(T_s) = \frac{u_0(h-y_0)}{g\tau} = \frac{6u_0}{g\tau} \frac{y_0}{h} \left(1 - \frac{y_0}{h}\right)^2. \quad (3.29)$$

Частинки, найбільш віддалені від нерухомої стінки, мають значно меншу початкову швидкість на вході, але більшу компоненту поперечної швидкості від дії вібруючої стінки. У ядрі потоку ситуація протилежна: частинки мають найбільше значення початкової швидкості, проте як вплив вібруючої стінки є відносно незначним. Також частинки біля нерухомої стінки мають відносно низьку початкову швидкість, а впливом вібруючої стінки можна знехтувати.

Завдяки вищезазначеному рівнянню (3.29) визначає розподіл крапель по довжині їх захоплення. Відповідний розподіл значення L_s залежно від початкового положення краплі на вході у канал наведено на рисунку 3.4.

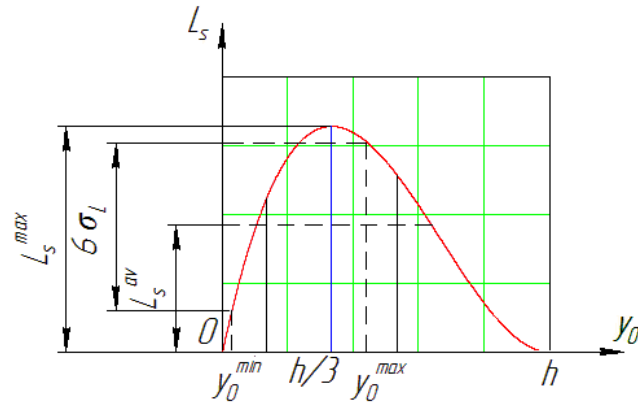


Рисунок 3.4 – Довжина вловлювання краплинної рідини

Дослідження на екстремум залежності (3.29) показує, що максимальне значення L_s^{\max} довжини L_s досягається для значення $y_0 = h/3$. У цьому випадку:

$$L_s^{\max} = L_s\left(\frac{h}{3}\right) = \frac{8}{9} \frac{q_0}{g\tau}. \quad (3.30)$$

Оцінюване значення L_s^{\max} визначає крок розташування зливних жолобів (рисунок 3.5).

Розгляд рівняння (3.29) дозволяє отримати функцію розподілу довжини захоплення наступним чином:

$$L_s(\bar{y}_0) = 6.75L_s^{\max}y_0(1 - \bar{y}_0)^2, \quad (3.31)$$

де $\bar{y}_0 = y_0/h$ – безрозмірна початкова координата.

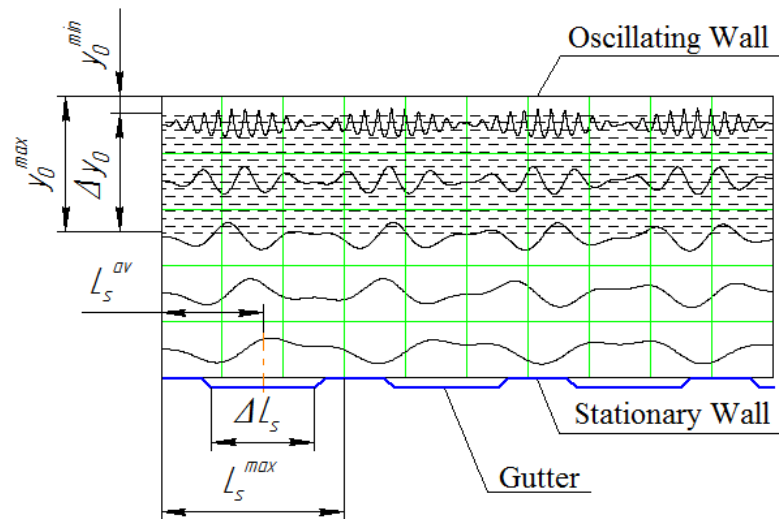


Рисунок 3.5 – Геометричні характеристики сепараційного каналу

Для інтенсифікації процесу вібраційної сепарації газорідинної суміші необхідно досягати розташування найбільшої концентрації краплинної рідини в ефективній зоні вібраційного впливу. Застосовуючи ймовірнісний підхід для визначення ефективної зони захоплення крапель з газокраплинного потоку, визначається математичне очікування як середнє значення функції розподілу (3.31) в діапазоні від нуля до L_s^{max} :

$$L_s^{av} = \frac{1}{L_s^{max}} \int_0^{L_s^{max}} L_s(\bar{y}_0) d\bar{y}_0 = 0.563 L_s^{max} = \frac{q_0}{2g\tau}. \quad (3.32)$$

Оцінюване значення L_s^{av} визначає розташування центрів жолобів (рисунок 3.5). Відношення цього значення до максимального ($L_s^{av}/L_s^{max} = 0,56$) свідчить про зсув $0,5L_s^{max}$ центрів жолобів відносно кроку їх розташування.

Середньоквадратичне відхилення σ_L дозволяє оцінити ефективну ширину жолобів. Ураховуючи, що для інженерних цілей коефіцієнт варіації становить 0,2, значення середньоквадратного відхилення дорівнює $\sigma_L = 0,2L_s^{av} = 0,113L_s^{max}$.

Застосування правила “трьох сигм” дозволяє оцінити довірчий інтервал вловлювання краплинної рідини: $[L_s^{av} - 3\sigma_L, L_s^{av} + 3\sigma_L] = [0,4, 1,6]L_s^{av} = [0,225, 0,900]L_s^{max}$. У цьому випадку ширина інтервалу визначає ефективну

ширину жолоба: $\Delta L_S = 6\sigma_L = 1,2L_S^{av} = 0,675L_S^{max}$. Ця величина забезпечує захоплення більшості крапель із газорідного потоку.

Щоб визначити ефективну область вібраційного впливу, необхідно встановити діапазону значень початкової координати y_0 з умови забезпечення значення меж довірчого інтервалу як дійсних додатних коренів кубічних рівнянь:

$$\begin{cases} \bar{y}_0^{min}(1 - \bar{y}_0^{min})^2 = \frac{0,225}{0,675} = 0,033; \\ \bar{y}_0^{max}(1 - \bar{y}_0^{max})^2 = \frac{0,900}{0,675} = 0,133. \end{cases} \quad (3.33)$$

Застосовуючи числовий метод розв'язання цих рівнянь, можна отримати такі значення: $y_0^{min} = 0,036L_S^{max}$; $y_0^{max} = 0,464L_S^{max}$. У результаті ширина ефективної зони вібраційного впливу визначається за такою формулою:

$$\Delta y_0 = y_0^{max} - y_0^{min} = 0.428L_S^{max}. \quad (3.34)$$

Вищезазначена методика дозволяє оцінити геометричні параметри та ефективну зону розміщення зливних жолобів на нерухомій стінці сепараційного каналу.

3.1.3 Дослідження руху краплинної рідини у турбулізованому потоці

Згідно з припущеннями та спрощеннями, розглядається рух дисперсний частинок у двовимірному газовому потоці, обмеженому двома стінками. Верхня стінка нерухома, а нижня – коливається. У цьому випадку диференціальні рівняння руху частинок наступні:

$$\frac{du_p}{dt} + \beta(u_p - u) = 0; \quad \frac{dv_p}{dt} + \beta(v_p - v) = -g. \quad (3.35)$$

Компоненти швидкості потоку розглядаються у наступному вигляді:

$$u = \bar{u} + U' \sin \omega t; v = \bar{v} + V' \sin \omega t, \quad (3.36)$$

де \bar{u} , \bar{v} – компоненти усередненої швидкості за період турбулентних пульсацій [44]:

$$\begin{aligned} \bar{u} &= u_0 + \frac{6\kappa_1 a}{\lambda h} \left[\sin \omega_0 t - \frac{1}{2} \sin(\omega_0 - \lambda u_0) t - \frac{1}{2} \sin(\omega_0 + \lambda u_0) t \right]; \\ \bar{v} &= v_0 + \frac{\kappa_2 a}{2} [\cos(\omega_0 - \lambda u_0) t - \cos(\omega_0 + \lambda u_0) t]. \end{aligned} \quad (3.37)$$

У цій системі: u_0 – початкова швидкість; a – амплітуда коливань; λ – частотний параметр; h – ширина (висота) каналу; κ_1 , κ_2 – додаткові безрозмірні параметри [247].

Залежності (3.35) відповідають розгляду пульсуючого руху частинок за один період турбулентних пульсацій газу з лагранжевою частотою ω та з амплітудами U' , V' .

Ураховуючи лінійність рівнянь (3.35), компоненти швидкості частинок подаються у вигляді суперпозиції $u_p = \bar{u}_p + u'_p$, $v_p = \bar{v}_p + v'_p$ компонентів без турбулентних пульсацій

$$\begin{aligned} \bar{u}_p &= u_0 + A_2 \sin(\omega_0 t - \varphi) - \sum_{i=3}^4 A_i \sin[(\omega_0 - \lambda u_0) t - \varphi_i]; \\ \bar{v}_p &= \sum_{i=3}^4 (-1)^{i+1} B_i \cos[(\omega_0 - \lambda u_0) t - \varphi_i] - g\tau \end{aligned} \quad (3.38)$$

та пульсаційних компонент, що визначаються як загальні розв'язки

$$u'_p = a' e^{-t/\tau} + A' \sin(\omega t - \varphi'); v'_p = b' e^{-t/\tau} + B' \sin(\omega t - \varphi') \quad (3.39)$$

неоднорідного диференціального рівняння (3.35). Їх підстановка до рівнянь (3.37) дозволяє отримати значення аперіодичних компонентів a' і b' , а також амплітуд і фаз періодичних компонент:

$$a' = \frac{\omega\tau U'}{1+\omega^2\tau^2}; b' = \frac{\omega\tau V'}{1+\omega^2\tau^2}; A' = \frac{U'}{\sqrt{1+\omega^2\tau^2}}; B' = \frac{V'}{\sqrt{1+\omega^2\tau^2}}; \varphi' = \arctg(\omega\tau). \quad (3.40)$$

Перші компоненти правої частини рівнянь (3.39) характеризують початкову аперіодичну стадію пульсаційного руху. Цей рух швидко згасає за час, що дорівнює час релаксації $\tau = 1/\beta$.

Варто зазначити, що від'ємний кут зсуву фази у формулі (3.38) обумовлений інерцією частинок, які рухаються в потоці газу з певною затримкою. Незважаючи на непульсуючі компоненти швидкості потоку, кут φ' є однаковим для поздовжньої та поперечної компонент пульсаційної швидкості.

Швидкість захоплення частинок як співвідношення між амплітудами пульсуючих швидкостей частинок і середовища дорівнює $\eta_p = \max\{u_p'\}/U' = \max\{v_p'\}/V' = \cos\varphi' = [1 + (\omega\tau)^2]^{-1/2}$.

Таким чином, компоненти турбулентної швидкості можна визначити так:

$$u_p' = \eta_p U' \sin(\omega t - \varphi'); v_p' = \eta_p V' \sin(\omega t - \varphi'). \quad (3.41)$$

Заміна виразів, отриманих за формулою (3.38), дозволяє отримати вирази для визначення компонентів швидкості частинок у турбулентному потоці:

$$\begin{aligned} u_p &= u_0 + A_2 \sin(\omega_0 t - \varphi) - A_3 \sin[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_3] - \\ &\quad - A_4 \sin[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_4] + \eta_p U' \sin(\omega_0 t - \varphi'); \\ v_p &= B_3 \cos[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_3] - B_4 \cos[(\omega_0 - \lambda u_0)t - \varphi_4] + \\ &\quad + \eta_p V' \sin(\omega_0 t - \varphi') - g\tau. \end{aligned} \quad (3.42)$$

Крім того, одним з найважливіших показників для вивчення впливу турбулентного потоку на частинку є ступінь обтікання $\eta_g = \sin\varphi' = \eta_p \omega\tau = \omega\tau/[1 + (\omega\tau)^2]^{1/2}$ як співвідношення між амплітудами швидкості обтікання частинки та пульсаційної швидкості.

Числові значення кута зсуву фази та коефіцієнта захоплення частинок визначаються формулами Брандта–Фройнда–Хідемана [522]:

$$\varphi' = \operatorname{atan} \left(\frac{\pi \rho_p d_p^2 f}{9\mu} \right); \eta_p = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\pi \rho_p d_p^2 f}{9\mu} \right)^2}}, \quad (3.43)$$

де $f = \omega/(2\pi)$ – частота пульсацій.

У загальному випадку дослідження пульсаційного руху частинок у турбулентному потоці розглянуто у працях [523, 524].

Аналіз отриманих залежностей показує, що чим більше значення в'язкості середовища і чим менша частота пульсацій, тим точніше частинки слідує за турбулентними пульсаціями потоку. Більше того, відносно незначний індекс інерції ($\omega\tau \ll 1$) призводить до збільшення захоплення частинок у турбулентний потік (збільшення параметра η_p). З іншого боку, відносно великі значення $\omega\tau$ призводять до поліпшення її обтікання (збільшується η_g).

На рисунку 3.6 показано залежності параметрів η_p та η_g від безрозмірного діаметра частинок $\bar{d}_p = d_p/d_{p0}$, де $d_{p0} = [9\mu/(\pi\rho_p f)]^{1/2}$ – характерний діаметр, для якого однакові значення $\eta_p = \eta_g = 1/\sqrt{2} \approx 0,71$.

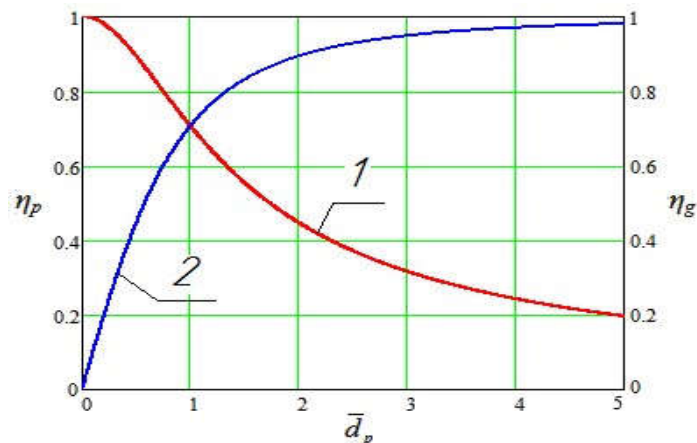


Рисунок 3.6 – Загальні безрозмірні характеристики швидкості захоплення (1) та ступеня обтікання (2) дисперсних частинок

Отримані нелінійні диференціальні рівняння, що описують рух дисперсних частинок у двофазному турбулентному потоці, можна розв'язати за допомогою сучасних засобів числового інтегрування. Для цього слід урахувувати вектористовпці перших похідних за часом від оцінюваних параметрів та відповідні початкові значення цих параметрів. З іншого боку, аналітичне визначення траєкторій дисперсних частинок засноване на дослідженні диференціальних співвідношеннях $u_p = dx_p/dt$, $v_p = dy_p/dt$ між компонентами швидкості та відповідними координатами x_p та y_p . Інтегрування рівнянь (3.42) за часом t дозволяє визначити параметричні рівняння траєкторій дисперсних частинок у турбулентному потоці. Зокрема, у випадку руху частинок у потоці з високим відносним значенням індексу інерції ($\omega\tau \gg 1$) і відносно довгих хвилі вібраційного впливу ($\lambda \ll \omega_0/u_0$) близько віброуючої стінки для початкових умов $x_p(0) = 0$ та $y_p(0) = y_0$ можна отримати наступні вирази:

$$x_p^r = \frac{A_2}{\omega_0} (1 - \cos\omega_0 t) + \frac{\eta_P U'}{\omega} (1 - \cos\omega t); y_p^r = \frac{\eta_P V'}{\omega} (1 - \cos\omega t). \quad (3.44)$$

Уведення безрозмірного критерію

$$Cr_T = \frac{\eta_P U' \omega_0}{A_2 \omega} \quad (3.45)$$

як співвідношення амплітуд коливань частинок і стінки дозволяє досліджувати траєкторії частинок для різних випадків (рисунок 3.7).

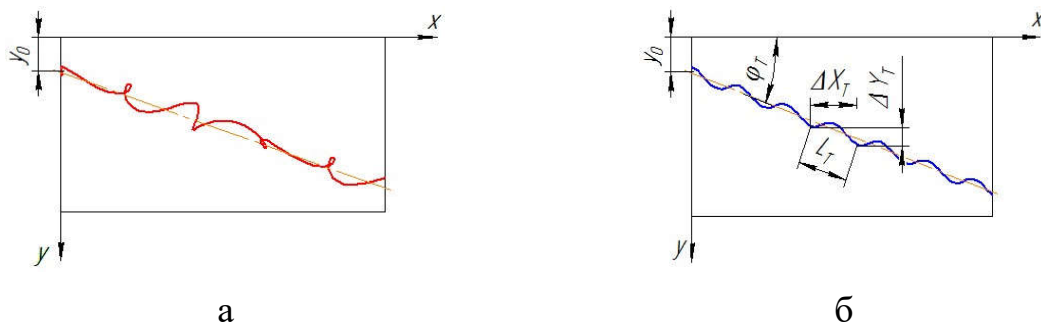


Рисунок 3.7 – Траєкторії частинок у двофазному турбулентному потоці

Уведення відносних координат частинок $x_p^r = (x_p - x)$, $y_p^r = (y_p - y)$ дозволяє отримати їх відносні траєкторії. Зокрема, у випадку $Cr_T \ll 1$ відносними траєкторіями є фігури Ліссажу з кількістю циклів, що залежить від співвідношення між частотами ω_0 та ω турбулентних пульсацій і коливань стінки, відповідно (рисунок 3.7 а). З іншого боку, коли $Cr_T \gg 1$, частинки рухаються покроково уздовж відрізка довжиною $L_T = 0.5(U'^2 + V'^2)^{1/2} \eta_p/\omega$, нахиленого під кутом $\varphi_T = \text{atan}(V'/U')$ до траєкторії основного потоку. При цьому амплітуди переміщень частинок у поздовжньому та поперечному напрямках дорівнюють $\Delta X_T = 0.5\eta_p U'/\omega$ та $\Delta Y_T = 0.5\eta_p V'/\omega$, відповідно (рисунок 3.7 б).

Таким чином, перший випадок дозволяє визначати частоту турбулентних пульсацій шляхом дослідження форми відносних траєкторій дисперсних частинок у турбулентному двофазному потоці. Другий випадок доводить існування явища міграції дисперсних частинок у газодисперсному потоці між вібраційно зваженими шарами у напрямку від вібруючої стінки до до нерухомої.

3.1.4 Аналітичне визначення сили Бассе

Для відносно інертних частинок, коли їх відносна швидкість незначна порівняно зі швидкістю потоку ($|v_p| \ll |v|$), питома сила Бассе f_B , м/с² (на одиницю маси частинки $m_p = \rho_p \cdot \pi d_p^3/6$, кг) визначається наступною залежністю:

$$f_B = \frac{F_B}{m_p} \approx \frac{9}{\rho_p d_p} \sqrt{\frac{\rho \mu}{\pi}} \int_0^t \frac{dv/dt}{\sqrt{t-\theta}} d\theta. \quad (3.46)$$

Як це було отримано раніше у статтях [13, 16, 525], вібраційний вплив стінки на потік призводить до зміни швидкості частинок за періодичним законом, який є суперпозицією декількох компонентів.

Через нелінійність питомої сили Бассе (3.46) відносно швидкості потоку її значення можна визначити, додавши відповідні компоненти для кожної з гармонік. Розглядаючи вираз компоненти прискорення кожної гармоніки

$$dv(t)/dt = a_0 \sin \omega t \quad (3.47)$$

для амплітуди віброприскорення a_0 і частоти коливань ω , можна записати таку формулу:

$$f_B = a_0 C_B i_s(t, \omega), \quad (3.48)$$

де введено розмірний параметр функції Бассе, $c^{-1/2}$:

$$C_B = 9\sqrt{\rho\mu/\pi}/(\rho_p d_p) \quad (3.49)$$

і допоміжну функцію

$$i_s(t, \omega) = \int_0^t \frac{\sin \omega \theta}{\sqrt{t-\theta}} d\theta. \quad (3.50)$$

Таким чином, проблема визначення сили Бассе, що діє на частинку дисперсної фази у двофазному потоці, зводиться до отримання аналітичного виразу для допоміжної функції $i_s(t, \omega)$.

Варто зазначити, що числове інтегрування (3.50) для широкого діапазону значень частоти (від 0,01 рад/с до 10^5 рад/с) дозволяє зробити висновок, що оцінювана функція $i_s(t, \omega)$ може бути представлена зсувом по фазі $\pi/4$ у такому вигляді:

$$i_s(t, \omega) \approx A(\omega) \sin(\omega t - \pi/4), \quad (3.51)$$

де $A(\omega)$ – амплітудна частотна характеристика, протабульована у додатку Р.

Крім того, асимптотичне наближення функції $A(\omega)$ до нуля за граничної умови $\omega \rightarrow \infty$, а також нескінченне її зростання за умови $\omega \rightarrow 0$ дозволяє запропонувати наступний вираз для амплітудної частотної функції:

$$A(\omega) = c/\omega^n, \quad (3.52)$$

де c – безрозмірний коефіцієнт; n – показник степеня, який дорівнює 0,5 з огляду на розмірність функції, що описує амплітудну частотну характеристику.

Безрозмірний коефіцієнт c визначається за допомогою регресійного аналізу, заснованого на методі найменших квадратів. У цьому випадку функціоналом похибки є сумарне квадратичне відхилення значень (3.1.76) для $n = 0,5$ від значень, наведених у додатку Р:

$$R(c) = \sum_{i=1}^N (c/\sqrt{\omega_i} - A_i)^2 \rightarrow \min, \quad (3.53)$$

де A_i – i -те протабульоване значення амплітудної частотної функції для відповідної частоти ω_i ; N – загальна кількість протабульованих даних.

Мінімізація функціонала похибки як процедура пошуку нульових значень для його першої похідної відносно аргумента c

$$\frac{dR(c)}{dc} = 2 \sum_{i=1}^N \left(\frac{c}{\sqrt{\omega_i}} - A_i \right) \frac{1}{\sqrt{\omega_i}} = 2 \left(c \sum_{i=1}^N \omega_i^{-1} - \sum_{i=1}^N \frac{A_i}{\sqrt{\omega_i}} \right) = 0 \quad (3.54)$$

дозволяє отримати формулу лінійної регресії для оцінюваного параметра:

$$c = \frac{\sum_{i=1}^N A_i \omega_i^{-\frac{1}{2}}}{\sum_{i=1}^N \omega_i^{-1}} = 1,82. \quad (3.55)$$

Таким чином, допоміжна функція (3.50) визначається такою аналітичною залежністю:

$$i_s(t, \omega) = \frac{1.82}{\sqrt{\omega}} \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{4}\right). \quad (3.56)$$

Аналогічно вищевказаній процедурі, можна визначити наступний вираз для другої допоміжної функції:

$$i_c(t, \omega) = \int_0^t \frac{\cos \omega \theta}{\sqrt{t-\theta}} d\theta \approx \frac{1.82}{\sqrt{\omega}} \sin\left(\omega t + \frac{\pi}{4}\right). \quad (3.57)$$

Вище сила Бассе визначалася шляхом застосування регресійного аналізу до протабульованих значень амплітудної частотної характеристики. Цей підхід вимагає уточнення як безрозмірної постійної c , так і кута зсуву фази $\pi/4$. Тому підхід до більш точного обґрунтування запропонованих аналітичних залежностей для визначення сили Бассе наведено нижче.

Застосування наступної заміни параметрів у формулі для допоміжної функції $i_s(\omega, t)$

$$\begin{aligned} \phi &= \omega(t - \theta); \Leftrightarrow \theta = t - \frac{\phi}{\omega}; \quad d\theta = -\frac{d\phi}{\omega}; \\ \omega\theta &= \phi_0 - \phi; \quad \theta = 0: \phi = \omega t = \phi_0; \quad \theta = t: \phi = 0 \end{aligned} \quad (3.58)$$

дозволяє переписати рівняння (3.50) у такому вигляді:

$$i_s(t, \omega) = \int_0^t \frac{\sin \omega \theta}{\sqrt{t-\theta}} d\theta = \frac{1}{\sqrt{\omega}} (i_2 \sin \phi_0 - i_1 \cos \phi_0), \quad (3.59)$$

де введено такі функції:

$$i_1(\phi_0) = \int_0^{\phi_0} \frac{\sin \phi}{\sqrt{\phi}} d\phi; \quad i_2(\phi_0) = \int_0^{\phi_0} \frac{\cos \phi}{\sqrt{\phi}} d\phi. \quad (3.60)$$

Розкладання цих інтегральних виразів у нескінченні степеневі ряди [526, 527] відносно безрозмірного параметра ϕ_0 дозволяють записати:

$$i_1(\phi_0) = \int_0^{\phi_0} \frac{1}{\sqrt{\phi}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1} \phi^{2n-1}}{(2n-1)!} d\phi = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1} \phi_0^{2n-\frac{1}{2}}}{(2n-1)! 2n-\frac{1}{2}};$$

$$i_2(\phi_0) = \int_0^{\phi_0} \frac{1}{\sqrt{\phi}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1} \phi^{2n-2}}{(2n-2)!} d\phi = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1} \phi_0^{2n-\frac{3}{2}}}{(2n-2)! 2n-\frac{3}{2}}. \quad (3.61)$$

Запропонована формула (3.51), що враховує вираз (3.52) для допоміжної функції i_s , є окремим випадком наступної загальної залежності:

$$i_s(t, \omega) = \frac{c(t)}{\sqrt{\omega}} \sin[\omega t - \psi(t)], \quad (3.62)$$

де $c(t)$, $\psi(t)$ – відповідно часова і фазова функції, що визначаються шляхом порівняння виразів (3.59) та (3.62):

$$\begin{cases} c(t) \sin \psi(t) = i_1(\phi_0); \\ c(t) \cos \psi(t) = i_2(\phi_0). \end{cases} \quad (3.63)$$

Таким чином, використовуючи основні тригонометричні співвідношення, можна отримати:

$$c(\phi_0) = \sqrt{i_1^2(\phi_0) + i_2^2(\phi_0)}; \quad \psi(\phi_0) = \arctg[i_1(\phi_0)/i_2(\phi_0)]. \quad (3.64)$$

Через те, що безрозмірна часова функція $c(\phi_0)$ і фазова функція $\psi(\phi_0)$ відхиляються від своїх середніх значень, можна застосовувати процедуру усереднення:

$$\bar{c} = \lim_{\varphi \rightarrow \infty} \frac{1}{\varphi} \int_0^\varphi c(\phi_0) \approx 1,82; \quad \bar{\psi} = \lim_{\varphi \rightarrow \infty} \frac{1}{\varphi} \int_0^\varphi \psi(\phi_0) = \frac{\pi}{4}, \quad (3.65)$$

що збігається з попередніми виразами (3.56), (3.57).

Розглядається рух краплинної рідини у газодисперсному потоці в плоскому каналі. Потік обмежений двома стінками вздовж потоку. Перший нерухомий, а другий – коливається зі значенням амплітуди віброшвидкості a (м/с), частотою ω_0 (рад/с) та довжиною хвилі $L = 2\pi/\lambda$ (м).

Для визначення сили Бассе необхідно отримати вирази для компонентів прискорення частинки в потоці [245]:

$$\begin{cases} \frac{du}{dt} = \frac{6\kappa_1 a}{\lambda h} \left[\omega_0 \cos \omega_0 t - \frac{\omega_0 - \lambda u_0}{2} \cos(\omega_0 - \lambda u_0) t - \frac{\omega_0 + \lambda u_0}{2} \cos(\omega_0 + \lambda u_0) t \right]; \\ \frac{dv}{dt} = \frac{\kappa_2 a}{2} [-(\omega_0 - \lambda u_0) \sin(\omega_0 - \lambda u_0) t + (\omega_0 + \lambda u_0) \sin(\omega_0 + \lambda u_0) t], \end{cases} \quad (3.66)$$

де h – ширина каналу, м; u_0 – початкова швидкість, м/с; λ – хвильовий параметр, м⁻¹; κ_1, κ_2 – безрозмірні коефіцієнти.

Зокрема, для відносно малих довжин хвиль ($\lambda \gg \omega_0/u_0$):

$$\begin{cases} f_{Bx} = 1,82 C_B \frac{6\kappa_1 a}{\lambda h} \left\{ \sqrt{\omega_0} \sin \left(\omega_0 t + \frac{\pi}{4} \right) - \frac{\sqrt{\lambda u_0 - \omega_0}}{2} \sin \left[(\lambda u_0 - \omega_0) t - \frac{\pi}{4} \right] - \right. \\ \quad \left. - \frac{\sqrt{\lambda u_0 + \omega_0}}{2} \sin \left[(\lambda u_0 + \omega_0) t + \frac{\pi}{4} \right] \right\}; \\ f_{By} = 1,82 C_B \frac{\kappa_2 a}{2} \left\{ -\sqrt{\lambda u_0 - \omega_0} \sin \left[(\lambda u_0 - \omega_0) t + \frac{\pi}{4} \right] + \right. \\ \quad \left. + \sqrt{\omega_0 + \lambda u_0} \sin \left[(\lambda u_0 + \omega_0) t - \frac{\pi}{4} \right] \right\}. \end{cases} \quad (3.67)$$

У крайньому випадку ($\lambda \gg \omega_0/u_0$) з урахуванням тотожностей для перетворення добутків тригонометричних функцій у їхні суми можна отримати такі вирази для компонентів питомої сили Бассе:

$$\begin{cases} f_{Bx} = -1.82C_B \frac{6\kappa_1 a}{\lambda h} \sqrt{\lambda u_0 / 2} \sin \lambda u_0 t; \\ f_{By} = -1.82C_B \kappa_2 a \sqrt{\lambda u_0 / 2} \cos \lambda u_0 t. \end{cases} \quad (3.68)$$

У цьому випадку максимальне значення сили Бассе:

$$f_B^{\max} = \max\left(\sqrt{f_{Bx}^2 + f_{By}^2}\right) = 1.82C_B a \sqrt{[(6\kappa_1 / \lambda h)^2 + \kappa_2^2] \lambda u_0 / 2}. \quad (3.69)$$

Аналіз отриманих залежностей показує, що сила Бассе спрямована у бік увігнутості траєкторії частинки в потоці, що змушує частинку коливатися поблизу локальних зон мінімуму тиску. Крім того, ця сила періодично змінює свій напрямок із частотою $\pi/(\lambda u_0)$ та зменшується при видаленні частинок від вібруючої стінки. Зокрема, враховуючи значення безрозмірних параметрів поблизу вібруючої стінки ($\kappa_1 = 0$, $\kappa_2 = 1$), максимальне значення сили питомої Бассе визначається наступним виразом:

$$f_{B0} = f_B^{\max} |_{y=0} = 1.82C_B a \sqrt{\lambda u_0 / 2}. \quad (3.70)$$

Кут θ відхилення сили Бассе від напрямку внутрішньої нормалі до вібруючої стінки визначається наступною залежністю:

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{f_{Bx}}{f_{By}} = \frac{6}{\lambda h} \frac{\kappa_1}{\kappa_2} \operatorname{tg} \lambda u_0 t. \quad (3.71)$$

Цей кут дорівнює нулю поблизу вібруючої стінки та 90° – поблизу нерухомої стінки (рисунок 3.8).

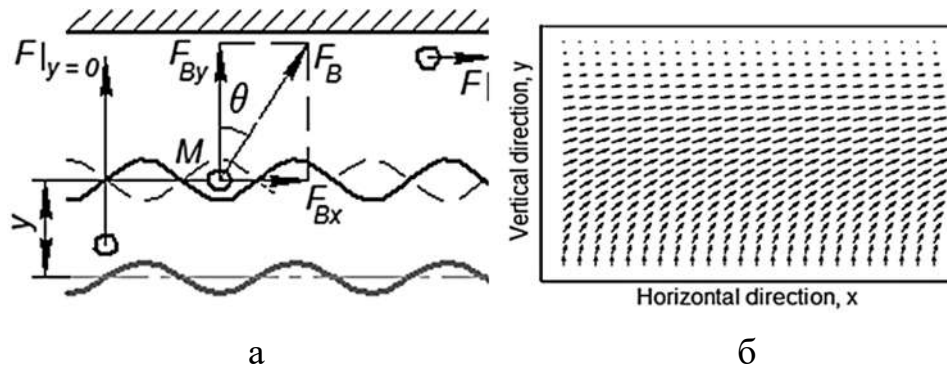


Рисунок 3.8 – Сила Бассе (а), що діє на частинки дисперсної фази, а також її векторне поле у даний момент часу (б)

Додатково можна встановити взаємозв'язок між силою Бассе, що діє на частинку, і прискоренням потоку у відповідній точці. Зокрема, у випадку $\lambda \gg \omega_0/u_0$ компоненти прискорення потоку спрощуються:

$$\begin{cases} a_x = \frac{6\kappa_1 a}{\lambda h} \lambda u_0 \sin \omega_0 t \sin \lambda u_0; \\ a_y = \kappa_2 a \lambda u_0 \sin \omega_0 t \cos \lambda u_0, \end{cases} \quad (3.72)$$

а максимальне прискорення дорівнює

$$a_{\max} = \max(\sqrt{a_x^2 + a_y^2}) = \lambda u_0 \sqrt{[(6\kappa_1 / \lambda h)^2 + \kappa_2^2]}. \quad (3.73)$$

З урахуванням залежності (3.60) можна знайти наступний вираз:

$$F_B^{\max} = \frac{1.82 C_B a}{\sqrt{2 \lambda u_0}} m_p a_{\max}. \quad (3.74)$$

Вплив сили Бассе на динаміку частинок у газодисперсному потоці можна оцінити за безрозмірним параметром як відношенням максимальної компоненти питомої сили Бассе до відповідної компоненти вібраційної сили. Зокрема,

враховуючи параметр β , пропонується такий вираз для визначення впливу сили Бассе на частинки дисперсної фази:

$$Bt = \frac{2C_B}{\beta} \sqrt{\lambda u_0} = d_p \sqrt{\frac{\lambda u_0}{\pi v}}. \quad (3.75)$$

Таким чином, сила Бассе впливає на більші частинки. Також вплив цієї сили на частинки дисперсної фази можна збільшити за рахунок зменшення довжини хвилі вібраційного впливу на газокраплинний потік.

3.1.5 Віброзважування краплинної рідини у каналі сепараційного пристрою з вібруючою стінкою

Розглядаючи крапля рідини сферичної форми радіусом R у газовому потоці, на яку передаються гармонічні коливання з боку відносно близько розташованої вібруючої стінки, інтеграл тиску зводиться до наступного виразу:

$$F_v = \frac{\pi \rho A^2 \omega^2 z_0^2}{8} \left[\frac{\eta^4}{2} - i_0(\eta) \right]. \quad (3.76)$$

Формула (3.76) містить безрозмірний параметр $\eta = R/z_0$ як відношення радіуса краплі до її віддаленості від вібруючої стінки, а також спеціальна функція (рисунок 3.9):

$$i_0(\eta) = \int_0^\eta \frac{x^3}{(1 - \sqrt{\eta^2 - x^2})^2} dx. \quad (3.77)$$

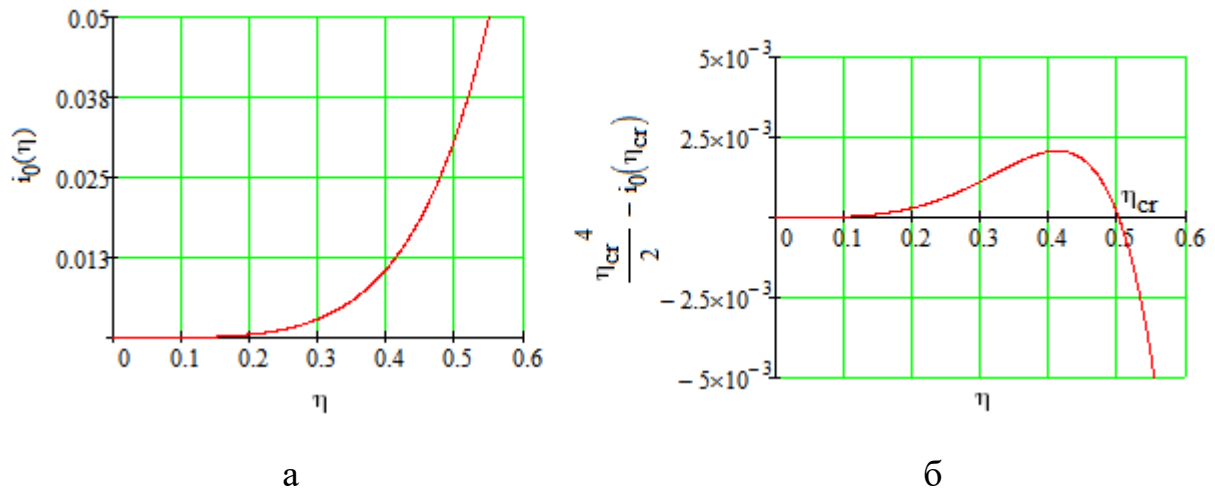


Рисунок 3.9 – Допоміжна функція для визначення вібраційної сили (а) і критичне значення безрозмірного параметра η (б)

Варто зазначити той факт, що вираз (3.76) може мати як додатний, так і від’ємний знак залежно від значення безрозмірного параметра η . Його критичне значення η_{cr} , при якому вібраційна сила дорівнює нулю, відповідно до виразу (3.76) визначається за наступним трансцендентним рівнянням:

$$\frac{\eta_{cr}^4}{2} - i_0(\eta_{cr}) = 0. \quad (3.78)$$

Числове розв’язання цього рівняння дозволяє встановити значення $\eta_{cr} \approx 0,5$ (рисунок 3.9 б). Це підтверджує той факт, що вібраційна сила діє на всі краплини потоку, оскільки її значення $F_v > 0$ при віддаленості краплин від вібруючої стінки на відстань, більшу за їх діаметр $R/\eta_{cr} = 2R = d_p$.

У першому наближенні, розкладання виразу (3.77) для допоміжної функції $i_0(\eta)$ до ряду Маклорена відносно параметра η з утриманням членів четвертого порядку малості дозволяє отримати наступну наближену формулу:

$$i_0(\eta) = \frac{\eta^4}{4}. \quad (3.79)$$

При цьому вираз для вібраційної сили спрощується:

$$F_v = \frac{\pi \rho A^2 \omega^2 R^4}{32 z_0^2}, \quad (3.80)$$

що відповідає виразам, отриманим Л. В. Кінгом і Л. І. Блехманом. При цьому, формула (3.76) є істотним уточненням.

Таким чином, вібраційна сила, що діє на краплю, пропорційний квадрату віброшвидкості $a_0 = A\omega$ ($F_v \sim a_0^2$). Крім того, по мірі віддаленості краплі від віброуючої стінки каналу, вібраційний вплив зменшується за законом обернених квадратів ($F_v \sim 1/z_0^2$).

Процедура визначення висоти розташування віброзваженого шару рідини у газодисперсному потоці ґрунтується на рівнянні вертикальної рівноваги краплі (рисунок 3.10), яке у проекції на вертикальну вісь має вигляд:

$$F_v - G + F_A = 0, \quad (3.81)$$

де $G = m_p g$ – вага краплі масою $m_p = 4/3 \cdot \pi \rho_p R^3$; $F_A = 4/3 \cdot \pi \rho_m g R^3$ – сила Архімеда, що діє на краплю з боку газорідинної суміші.

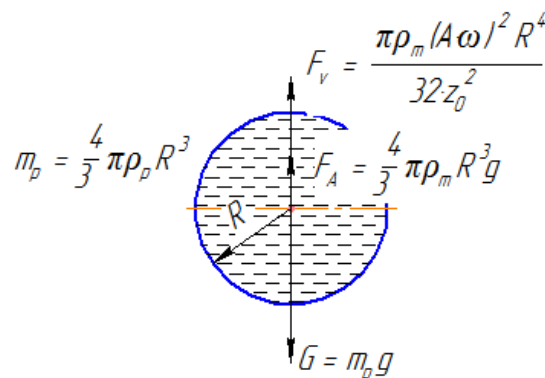


Рисунок 3.10 – Вертикальна рівновага краплі

Підстановка виразу для вібраційної сили з урахуванням заміни густини газу ρ на густину газорідинної суміші ρ_m дозволяє переписати рівняння руху у наступному вигляді:

$$\frac{\pi\rho_m A^2 \omega^2 R^4}{32z_0^2} - \frac{4}{3}\pi\rho_p g R^3 + \frac{4}{3}\pi\rho_m g R^3 = 0, \quad (3.82)$$

звідки визначається висота розташування віброзваженого шару в залежності від розміру крапель:

$$z_0(R) = A\omega \sqrt{\frac{3R}{128\left(\frac{\rho_p}{\rho_m}-1\right)g}}. \quad (3.83)$$

Варто зазначити, що отриманий вираз із точністю до постійного множника узгоджується з результатами попередніх праць [124, 204, 205], присвяченим дослідженню ефекту зважування віброуючого диска в рідині.

Для випадку, коли густина краплинної рідини суттєво перевищує густину газорідинної суміші ($\rho_p \gg \rho_m$), а також з урахуванням діаметра краплі $d_p = 2R$ остання формула набуває наступного вигляду:

$$z_0(d_p) = A\omega \sqrt{\frac{3}{256} \frac{\rho_m}{\rho_p} \frac{d_p}{g}}, \quad (3.84)$$

або у більш зручній формі:

$$z_0(d_p) = 0,11d_p \sqrt{\frac{\rho_m}{\rho_p} \cdot \frac{A}{d_p} \cdot \frac{A\omega^2}{g}}. \quad (3.85)$$

Остання форма запису містить у підкореновому виразі три безрозмірні параметри: відношення густин газорідинної суміші і краплинної рідини, амплітуди вібраційного впливу до діаметра краплі, а також амплітуди віброприскорення до прискорення вільного падіння.

Як приклад розрахунку, розглянемо віброзважений шар з такими вихідними параметрами: діаметр крапель $d_p = 0,1$ мм; густина рідкої та газової фаз $\rho_p = 1000$ кг/м³ та $\rho = 1,28$ кг/м³ відповідно; концентрація рідини $\varphi = 0,1$; амплітуда і частота вібраційного впливу $A = 1$ мм, $f = 10$ кГц відповідно; прискорення вільного падіння: $g = 9,81$ м/с².

Для вищезазначених вихідних даних визначаються параметри віброзваженого шару: густина газорідкої суміші $\rho_m = 101,2$ кг/м³; відношення густин суміші і рідини $\rho_m/\rho_p = 0,101$; відношення амплітуди вібрацій до діаметра краплі $A/d_p = 10$; відношення амплітуди віброприскорення до прискорення вільного падіння $A\omega^2/g = 4 \cdot 10^5$.

Таким чином, формула (3.85) дозволяє встановити висоту розташування віброзваженого шару: $z_0 = 0,11 \cdot 0,1 \cdot (0,101 \cdot 10 \cdot 4 \cdot 10^5)^{1/2} = 7,0$ (мм).

Залежність висоти розташування віброзваженого шару від діаметра крапель, а також розподіл крапель по висоті розташування цих шарів наведені на рисунку 3.11.

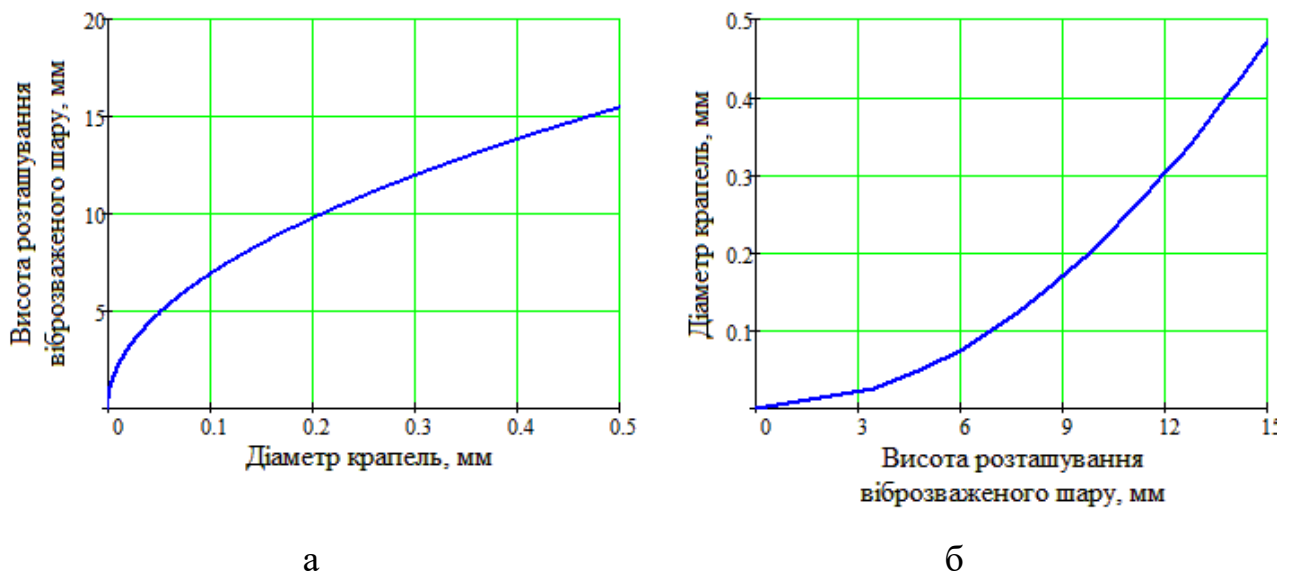


Рисунок 3.11 – Залежність висоти розташування віброзваженого шару від діаметра крапель (а) і розподілу крапель по висоті розташування цих шарів (б)

Таким чином, віброзважування крапель більшого діаметра відбувається на більшій віддаленості від вібруючої стінки порівняно з краплинами меншого діаметра, причому ця залежність визначається наступною формулою:

$$z_0(d_p) = z_0^* \sqrt{\frac{d_p}{d_p^*}}, \quad (3.86)$$

або

$$d_p(z_0) = d_p^* \left(\frac{z_0}{z_0^*}\right)^2, \quad (3.87)$$

де введена висота віброзваженого шару z_0^* , визначена для характерного діаметра крапель d_p^* :

$$z_0^* = z_0(d_p^*). \quad (3.88)$$

Як діаметр d_p^* доцільно обирати середнє значення діаметрів крапель як математичне очікування у розподілі $d_p = d_p(z_0)$.

З огляду на те, що поблизу вібруючої стінки на краплинну рідину, що міститься у газорідинній суміші, діє вібраційна сила F_v , що визначається залежністю (3.80), доцільним є застосування цієї сили для прискорення процесу переміщення краплинної рідини у газодисперсному потоці від вібруючої стінки до нерухомої. При цьому вібруюча стінка має бути вгорі каналу сепараційного пристрою. Відповідна розрахункова схема наведена на рисунку 3.12.

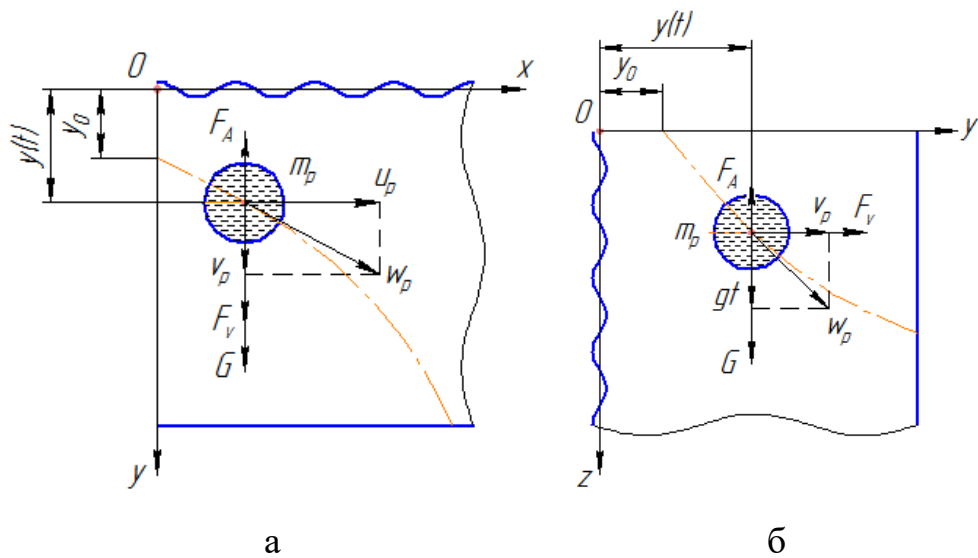


Рисунок 3.12 – Розрахункова схема процесу переміщення краплинної рідини для верхньої (а) та бокової (б) віброуючих стінок

Розглянемо рівняння руху центра мас краплі на основі диференціального рівняння руху матеріальної точки:

$$\frac{4}{3}\pi\rho_p R^3 \frac{dv_p}{dt} = \frac{4}{3}\pi\rho_p g R^3 - \frac{4}{3}\pi\rho_m g R^3 + \frac{\pi\rho_m A^2 \omega^2 R^4}{32y^2}, \quad (3.89)$$

де y , v_p – вертикальна координата і швидкість центра мас краплі.

Ліва частина рівняння (3.89) є добутком маси точки на прискорення її центра мас. У правій частині розміщена сума проєкцій сил, що діють на краплю (сила тяжіння і Архімеда та вібраційна сила відповідно). Ділення усіх складових на масу краплі, а також нехтування силою Архімеда з огляду на малість відношення ρ_m/ρ_p , дозволяє переписати це диференціальне рівняння у наступному вигляді:

$$\frac{dv_p}{dt} = \left(1 + \eta_{v0} \frac{y_0^2}{y^2}\right) g, \quad (3.90)$$

де y_0 – початкова координата; η_{v0} – безрозмірний параметр, що визначає ефект вібраційного впливу як відношення початкової вібраційної сили до сили тяжіння:

$$\eta_{v0} = \frac{F_v|_{y=y_0}}{G} = \frac{3}{256} \frac{\rho_m}{\rho_p} \frac{A}{d_p} \frac{A\omega^2}{g} \left(\frac{d_p}{y_0}\right)^2. \quad (3.91)$$

Розв'язання диференціального рівняння (3.90) дозволить встановити час досягнення краплинною рідиною зливних жолобів нерухомої стінки.

У результаті застосування перетворення

$$\frac{dv_p}{dt} = \frac{dv_p}{dy} \frac{dy}{dt} = v_p \frac{dv_p}{dy} = \frac{1}{2} \frac{d}{dy} (v_p^2) \quad (3.92)$$

можна визначити аналітичну для зміни вертикального положення краплі з часом:

$$y = y_0 + (1 + \eta_{v0}) \frac{gt^2}{2}. \quad (3.93)$$

Отриманий вираз за відсутності вібраційного впливу ($\eta_{v0} = 0$) збігається з рівнянням вільного падіння матеріальної точки.

Беручи значення $y = h$ (h – ширина каналу), отримаємо аналітичний вираз для часу досягнення краплею зливних жолобів нерухомої стінки сепараційного каналу:

$$t_w = \sqrt{\frac{2(h-y_0)}{g(1+\eta_{v0})}}. \quad (3.94)$$

Таким чином, чим більший параметр вібраційного впливу η_{v0} , тим менший час t_w досягнення краплею нерухомої стінки порівняно із часом її гравітаційного осадження

$$t_g = \sqrt{\frac{2(h-y_0)}{g}}. \quad (3.95)$$

Ефективність вібраційного впливу також можна оцінити, порівнюючи час досягнення краплею нерухомої стінки із часом її гравітаційного осадження, зокрема, вводячи наступний показник:

$$\eta_t = \frac{t_g}{t_w} - 1. \quad (3.96)$$

Так, за відсутності вібраційного впливу ($t_g = t_w$): $\eta_t = 0$.

З урахуванням формул (3.94) і (3.95) можна отримати залежність між показниками ефективності вібраційного впливу η_{v0} і η_t :

$$\eta_t = \sqrt{1 + \eta_{v0}} - 1. \quad (3.97)$$

Зокрема, для випадку, коли вібраційна сила співрозмірна до сили тяжіння ($F_v = G$) маємо наступні значення параметрів вібраційного впливу: $\eta_{v0} = 1$; $\eta_t = 0,42$.

Зміна параметрів ефективності вібраційного впливу по висоті знаходження краплі у каналі сепараційного пристрою показані на рисунку 3.13.

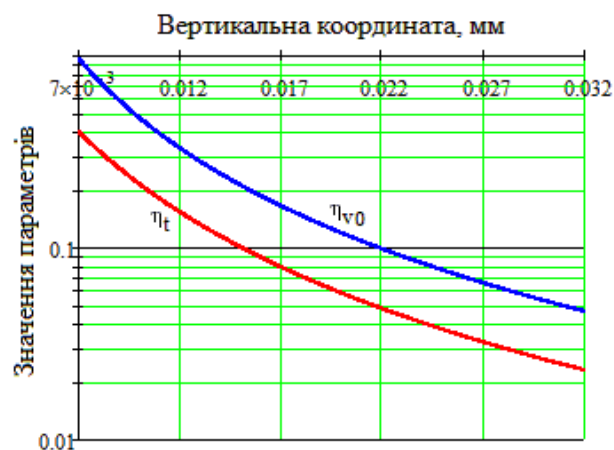


Рисунок 3.13 – Зміна параметрів ефективності вібраційного впливу

Таким чином, при наближенні краплинної рідини до вібруючої стінки ефективність вібраційного впливу збільшується.

Результати числового розрахунку для вищезазначених вихідних даних наведені на рисунку 3.14.

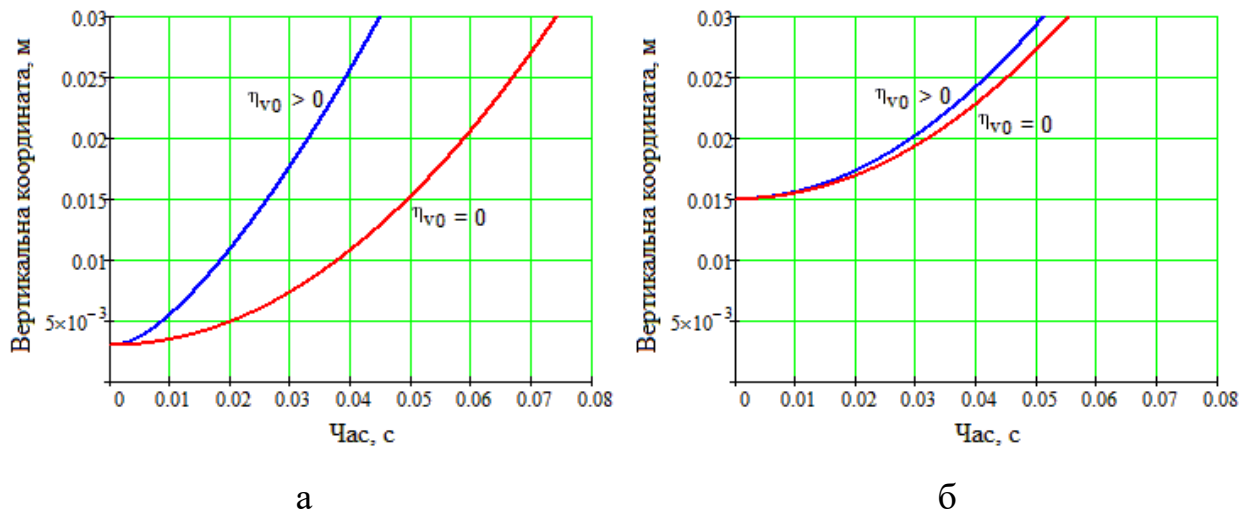


Рисунок 3.14 – Зміна з часом вертикального положення краплі у каналі сепараційного пристрою з урахуванням вібраційного впливу та без нього для початкових положень $y_0 = 0,1h$ (а) і $y_0 = 0,5h$ (б)

Зокрема, для початкового положення краплі $y_0 = 0,1h$ результати числових досліджень показують, що за рахунок вібраційного впливу час досягання краплиною рідиною зливних жолобів нерухомої стінки каналу зменшується на 74 % (рисунок 3.14 а). Крім того, при віддаленні початкового положення краплі від вібруючої стінки (збільшенні початкової координати y_0), зокрема для $y_0 = 0,5h$, зменшення цього часу становить лише 8 % (рисунок 3.14 б).

Розглянемо сепараційний канал з вертикальними стінками, одна з яких здійснює коливання, інша – нерухома. Для такої геометрії забезпечується умова незалежності сил, що діють на краплю: сила тяжіння і вібраційна сила є взаємно перпендикулярними. При цьому для незначних сил опору середовища рівняння руху краплі можна розглядати окремо для двох взаємно перпендикулярних напрямках. Відповідна розрахункова схема наведена на рисунку 3.12 б.

У цьому випадку рух центра мас краплі у напрямі від вібруючої стінки до нерухомої описується диференціальним рівнянням:

$$\frac{dv_p}{dt} = \eta_{v0} \frac{y_0^2}{y^2} g, \quad (3.98)$$

яке дозволяє визначити аналітичну залежність між швидкістю краплі та її вертикальним положенням у каналі:

$$v_p = \sqrt{2g\eta_{v0} \frac{y_0}{y} (y - y_0)}. \quad (3.99)$$

Таким чином, швидкість центра мас краплі пропорційна квадратному корню із показника ефективності вібраційного впливу: $v_p \sim \eta_{v0}^{1/2}$. Крім того, крапля досягає нерухомої стінки зі швидкістю

$$v_H = v_p|_{y=H} = \sqrt{2g\eta_{v0} \frac{y_0}{H} (H - y_0)}, \quad (3.100)$$

а максимально можливе значення швидкості краплі

$$v_p^{\max} = v_p|_{y=H/2} = \sqrt{\eta_{v0} g H / 2} \quad (3.101)$$

досягається посередині ширини каналу ($y = H/2$), оскільки одночасно виконуються наступні умови:

$$\begin{cases} \frac{\partial(v_p^2)}{\partial y} |_{y=H/2} = 0; \\ \frac{\partial^2(v_p^2)}{\partial y^2} |_{y=H/2} < 0. \end{cases} \quad (3.102)$$

Для визначення часу знаходження краплі у каналі сепараційного пристрою необхідно переписати рівняння (3.99) у вигляді:

$$\frac{dy}{dt} = \sqrt{2g\eta_{v0} \frac{y_0}{y} (y - y_0)}. \quad (3.103)$$

яке після введення безрозмірної поперечної координати $\bar{y} = y/y_0$ і введення константи α

$$\bar{y} = \frac{y}{y_0}; \quad \alpha = \sqrt{\frac{2g\eta_{v0}}{y_0}} \quad (3.104)$$

набуває наступного вигляду:

$$\frac{d\bar{y}}{dt} = \alpha \sqrt{\frac{\bar{y}-1}{\bar{y}}}. \quad (3.105)$$

Після його інтегрування можна отримати:

$$y(t) = y_0 + \eta_{v0} \frac{gt^2}{2}. \quad (3.106)$$

Отримана залежність дозволяє експериментально визначати параметр ефективності вібраційного впливу

$$\eta_{v0} = \sqrt{\frac{2(H - y_0)}{gt_w}} \quad (3.107)$$

за часом t_w перебування краплинної рідини у каналі сепараційного пристрою.

Таким чином, у результаті дослідження встановлено, що конвективні сили інерції, що діють на краплинну рідину газодисперсного потоку, призводять до зміщення зон локального мінімуму тиску від ядра потоку у бік вібруючої стінки за рахунок ефекту віброзважування частинок у потоці, а також зміни відстані від вібруючої стінки до частинок залежно від розміру останніх. Це дозволяє зробити

висновок про вібраційне зважування краплинної рідини з густиною, більшою за густину газодисперсного потоку, а також визначити висоту розташування зваженого шару. Отримані результати якісно підтверджуються ефектами взаємовпливу двох вібруючих (пульсуючих) тіл, вперше дослідженими К. Бйоркнесом.

3.2 Гідроаеропружна взаємодія газодисперсного потоку з динамічними відбійними елементами

3.2.1 Стационарна задача гідроаеропружності

За основу визначення компонентів матриць впливу при вивченні задачі гідроаеропружності беруть теорію занурених тіл у потік. Подібні задачі розв'язуються методом конформних перетворень [528], гідродинамічних особливостей [529] і операційного аналізу [530] із застосуванням перетворень Лапласа [531] і Фур'є [532].

Питомі значення узагальнених сил для системи «газорідинний потік – динамічний сепараційний елемент» визначаються за залежністю [173]:

$$\delta Y = 2\pi\rho u^2 c(k)\delta\theta; \delta M = -\pi\rho l u^2 c(k)\delta\theta, \quad (3.108)$$

де ρ – густина рідини; $c(k)$ – функція Теодорсена [533], яка визначається через функції Бесселя і Ханкеля.

У загальному випадку компоненти вектора узагальнених сил можуть бути записані у наступній формі:

$$\delta Y = c_1 u^2 \delta\theta; \delta M = c_2 u^2 \delta\theta, \quad (3.109)$$

де c_1, c_2 – коефіцієнта приєднаної жорсткості, які можуть бути визначені методами теорії оцінювання параметрів на основі результатів фізичного та числового експериментів або їх комбінації.

Рівняння стаціонарної задачі гідроаеропружності для динамічних сепараційних елементів набувають вигляду:

$$[C]_{\Sigma} \{\delta U\}_s = \{0\}, \quad (3.110)$$

де $\{0\}$ – нульовий вектор-стовпець; $[C]_{\Sigma}$ – загальна матриця жорсткості:

$$[C]_{\Sigma} = [C] - [\Delta C] = \begin{bmatrix} C_{11}(\alpha_0) & -C_{12}(\alpha_0, c_1, u) \\ -C_{21}(\alpha_0) & \frac{4EI}{L} - C_{22}(c_2, u) \end{bmatrix}; \quad (3.111)$$

Критична швидкість газорідного потоку, за якої відбувається явище дивергенції становить:

$$u_{div} = \sqrt{\frac{EI/L}{f(\alpha_0, c_1, c_2)}}. \quad (3.112)$$

Таким чином, вищезазначене демонструє спосіб визначення критичної швидкості газорідного потоку, що спричиняє явище дивергенції динамічних сепараційних елементів, та вирази для узагальнених сил для системи «газорідний потік – динамічний сепараційний елемент».

3.2.2 Нестационарна задача гідроаеропружності

У нестационарній постановці задачі вектор вузлових переміщень $\{U\}$ можна представити у вигляді суми вектора переміщень $\{U\}_0$ як результату попереднього статичного навантаження пластини і вектора $\{\delta U\}$ вимушених нестационарних складових переміщення:

$$\{U\} = \{U\}_0 + \{\delta U\}. \quad (3.113)$$

За умови стаціонарності вектора $\{U\}_0$ рівняння динаміки мають вигляд:

$$[M]\{\delta\ddot{U}\} + [B]\{\delta\dot{U}\} + [C]\{U\}_0 + [C]\{\delta U\} = \{F\}_0 + \{\delta F\}, \quad (3.114)$$

яке зводиться до матричного диференціального рівняння вимушених коливань динамічного відбійного елемента сепараційного пристрою:

$$[M]\{\delta\ddot{U}\} + [B]\{\delta\dot{U}\} + [C]\{\delta U\} = \{\delta F\}, \quad (3.115)$$

що містить виключно нестаціонарні компоненти зовнішніх сил $\{\delta F\}$ і відповідних переміщень $\{\delta U\}$.

Більш точно дослідження процесу розділення багатокomпонентних сумішей нерозривно пов'язане із розв'язанням нестаціонарної задачі гідроаеропружної взаємодії газорідного потоку із динамічними відбійними елементами сепаратора. З цією метою математичну модель коливань, що описується матричним диференціальним рівнянням (3.115), необхідно доповнити виразом, що описує залежність вектора $\{F\}$ узагальнених динамічних складових сил від вектора переміщень $\{U\}$ і швидкості потоку u .

У подальшому рівняння (3.115) буде розглядатись для системи з двома ступенями вільності – поперечного переміщення δy і кута повороту перерізу $\delta\theta$. При такому підході матриці інерції та жорсткості набувають наступного вигляду:

$$[M] = \begin{bmatrix} \frac{m}{3} + M_{11}(\alpha_0) & -M_{12}(\alpha_0) \\ -M_{12}(\alpha_0) & M_{22} \end{bmatrix};$$

$$[C] = \begin{bmatrix} C_{11}(\alpha_0) & -C_{12}(\alpha_0) \\ -C_{12}(\alpha_0) & C_{22} \end{bmatrix}. \quad (3.116)$$

Зменшення кількості ступенів вільності механічної системи «газорідинний потік – динамічний відбійний елемент» обумовлено розглядом переважаючих поперечних коливань пластини, дозволяє спростити математичну модель.

З позицій теорії гідроаеропружності вектор узагальнених сил можна представити наступною залежністю:

$$\{\delta F\} = -[\Delta M]\{\delta \dot{U}\} - [\Delta B]\{\delta \dot{U}\} + [\Delta C]\{\delta U\}, \quad (3.117)$$

де $[\Delta M]$, $[\Delta B]$, $[\Delta C]$ – матриці приєднаних інерції, демпфірування та жорсткості, елементи яких є функціями швидкості потоку u .

За основу для визначення компонентів цих матриць береться теорія обтікання тіла нестационарним потоком рідини. Ця задача розв'язується методами конформних перетворень, гідродинамічних особливостей, операційного числення із застосуванням перетворень Лапласа і Фур'є.

Питомі значення узагальнених сил для парціальної системи, що відповідає за чисто поперечні коливання, визначаються такою залежністю:

$$\delta Y_y = -\rho r \delta \ddot{y} - 2\rho r i c(k) \delta \dot{y}; \quad \delta M_y = -\rho r i c(k) \delta \dot{y}, \quad (3.118)$$

де ρ – густина рідини; $c(k)$ – функція Теодорсена, що може бути визначена через функції Бесселя або Ханкеля.

Перша компонента ($\rho r \delta \ddot{y}$) спричинена приєднаною масою рідини, а друга $[2\rho r i c(k) \delta \dot{y}]$ – вихорами унаслідок обтікання тіла потоком.

Питомі значення узагальнених сили для парціальної системи, що відповідає за чисто кутові коливання, визначаються такою залежністю:

$$\begin{aligned} \delta Y_\theta &= \rho r i \delta \ddot{\theta} + \rho r i c(k) \delta \dot{\theta} + 2\rho r u^2 c(k) \delta \theta; \\ \delta M_\theta &= -\frac{1}{8} \rho r \delta \ddot{\theta} - \frac{1}{2} \rho r i \delta \dot{\theta} + \frac{1}{2} \rho r i c(k) \delta \dot{\theta} + \rho r u^2 c(k) \delta \theta. \end{aligned} \quad (3.119)$$

Інерційними члени формул (3.118), (3.119), і як наслідок, матрицею приєднаної інерції у формулі (3.117) можна знехтувати для випадків відносно малих частот коливань системи «газорідинний потік – динамічний відбійний елемент».

У загальному випадку сумісних поперечних і кутових коливань компоненти вектора узагальнених сил унаслідок суперпозиції виразів (3.118) і (3.119)

$$\delta Y = c_1 u^2 \delta \theta - b_1 u \delta \dot{y}; \quad \delta M = c_2 u^2 \delta \theta - b_2 u \delta \dot{y}. \quad (3.120)$$

З огляду на неможливість точного аналітичного визначення коефіцієнтів приєднаної жорсткості c_1 , c_2 та демпфірування b_1 , b_2 , останні можуть бути розраховані методами теорії оцінювання та із застосуванням штучних нейронних мереж на підставі результатів фізичного експерименту, числового моделювання або їх комбінації.

Рівняння динаміки сепараційних елементів (3.115) з урахуванням формул (3.117) і (3.120) набуває наступного вигляду:

$$[M]\{\delta \ddot{U}\} + [\Delta B]\{\delta \dot{U}\} + [C]_{\Sigma}\{\delta U\} = \{0\}, \quad (3.121)$$

де $\{0\}$ – нульовий вектор-стовпець; $[M]$ – матриця інерції динамічного сепараційного елемента, яка визначається за формулою (3.116); $[\Delta B]$ – матриця демпфірування, яка з огляду на вирази (3.120) визначається за формулою:

$$[\Delta B] = u \begin{bmatrix} b_1 & 0 \\ b_2 & 0 \end{bmatrix}; \quad (3.122)$$

$[C]_{\Sigma}$ – матриця сумарної жорсткості системи, визначена з урахуванням формул (3.116) та (3.120):

$$[C]_{\Sigma} = [C] - [\Delta C] = \begin{bmatrix} C_{11}(\alpha_0) & -C_{12}(\alpha_0, c_1, u) \\ -C_{21}(\alpha_0) & \frac{4EI}{L} - C_{22}(c_2, u) \end{bmatrix}. \quad (3.123)$$

Матричне рівняння (3.121) може бути переписане у розгорнутому вигляді як система диференціальних рівнянь сумісних поперечних і кутових коливань динамічного відбійного елемента сепараційного пристрою:

$$\begin{cases} \left(\frac{m}{3} + M_{11}\right) \delta\ddot{y} - M_{12}\delta\ddot{\theta} + b_1 u \delta\dot{y} + C_{11}\delta y - C_{12}\delta\theta = 0; \\ -M_{12}\delta\dot{y} + M_{22}\delta\ddot{\theta} + b_2 u \delta\dot{y} - C_{21}\delta y + \left(\frac{4EI}{L} - C_{22}\right) \delta\theta = 0. \end{cases} \quad (3.124)$$

Отримана система диференціальних рівнянь (3.124) дозволяє визначити критичну швидкість газорідного потоку, за якої виникають самозбуджувальні коливання динамічних відбійних елементів сепараційних пристроїв. З цією метою застосовується метод комплексних амплітуд, згідно з яким поперечне переміщення δy і кут $\delta\theta$ записуються у комплексній формі:

$$\delta y = A_1 e^{i\omega t}; \quad \delta\theta = A_2 e^{i\omega t}, \quad (3.125)$$

де A_1, A_2 – амплітуди коливань; ω – частота коливань; t – час; i – уявна одиниця.

Підстановка виразів (3.125) до формули (3.124) дозволяє записати наступну систему алгебраїчних рівнянь відносно невідомих амплітуд A_1, A_2 :

$$\begin{cases} \left[C_{11} - \left(\frac{m}{3} + M_{11}\right) \omega^2 + i\omega b_1 u\right] A_1 + (M_{12}\omega^2 - C_{12})A_2 = 0; \\ (M_{12}\omega^2 - C_{21} + i\omega b_2 u)A_1 + \left(\frac{4EI}{L} - C_{22} - M_{22}\omega^2\right) A_2 = 0. \end{cases} \quad (3.126)$$

або у матричній формі:

$$[D]\{A\} = \{0\}, \quad (3.127)$$

де $\{A\} = \{A_1, A_2\}^T$ – вектор-стовпець амплітуд; $[D]$ – матриця жорсткості:

$$[D] = \begin{bmatrix} C_{11} - \left(\frac{m}{3} + M_{11}\right) \omega^2 + i\omega b_1 u & M_{12} \omega^2 - C_{12} \\ M_{12} \omega^2 - C_{21} + i\omega b_2 u & \frac{4EI}{L} - C_{22} - M_{22} \omega^2 \end{bmatrix}. \quad (3.128)$$

Умова існування нетривіальних розв'язків має вигляд:

$$\det \begin{bmatrix} C_{11} - \left(\frac{m}{3} + M_{11}\right) \omega^2 + i\omega b_1 u & M_{12} \omega^2 - C_{12} \\ M_{12} \omega^2 - C_{21} + i\omega b_2 u & \frac{4EI}{L} - C_{22} - M_{22} \omega^2 \end{bmatrix} = 0. \quad (3.129)$$

Розкриваючи визначник останньої формули, отримаємо комплексне частотне рівняння четвертої степені, що нелінійно пов'язує частоту ω коливань динамічного відбійного елемента зі швидкістю u газорідного потоку:

$$a_0 \omega^4 - (a_{11} - a_{12} u^2) \omega^2 + a_{21} - a_{22} u^2 - i u \omega (a_3 \omega^2 - a_{41} + a_{42} u^2) = 0, \quad (3.130)$$

де введені наступні позначення:

$$\begin{aligned} a_0 &= \left(\frac{1}{315} - \frac{1}{420} \cos^2 \alpha_0\right) m^2 L^2; \quad a_1(u) = a_{11} - a_{12} u^2; \quad a_2(u) = a_{21} - a_{22} u^2; \\ a_3 &= \frac{mL}{210} (2b_1 L + 11b_2); \quad a_{11} = 4m \left(\frac{1}{3} + \frac{1}{15} \cos^2 \alpha_0\right) \frac{EI}{L}; \\ a_{12} &= m \left[\frac{11}{210} c_1 L + \left(\frac{1}{3} + \frac{4}{105} \cos^2 \alpha_0\right) c_2\right]; \quad a_{21} = \frac{12E^2 I^2}{L^4} \cos^2 \alpha_0; \quad (3.131) \\ a_{22} &= \frac{6EI}{L^3} (c_1 L + 2c_2 \cos \alpha_0) \cos \alpha_0; \quad a_{41} = \frac{2EI}{L^2} (2b_1 L + 3b_2 \cos \alpha_0); \\ & \quad a_{42} = b_1 c_2 - b_2 c_1. \end{aligned}$$

Між коефіцієнтами приєднаної жорсткості та інерції існує співвідношення:

$$\frac{b_2}{b_1 L} = \frac{c_2}{c_1 L} = \bar{c}, \quad (3.132)$$

де \bar{c} – постійний коефіцієнт.

Таким чином, коефіцієнт $a_{42} = 0$. Розділяючи уявну і дійсну частини цього рівняння, можна записати наступну систему рівнянь:

$$\begin{cases} a_3\omega^2 - a_{41} = 0; \\ a_0\omega^4 - (a_{11} - a_{12}u^2)\omega^2 + a_{21} - a_{22}u^2 = 0. \end{cases} \quad (3.133)$$

З першого рівняння цієї системи визначається критична частота флатера динамічного відбійного елемента у газорідинному потоці:

$$\omega_{cr} = \sqrt{\frac{a_{41}}{a_3}} = \omega_0 k(\bar{c}, \alpha_0, a), \quad (3.134)$$

де введено наступне позначення:

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{420EI}{mL^3}}. \quad (3.135)$$

Друге рівняння системи (3.133) дозволяє визначити швидкість u газорідинного потоку:

$$u = \sqrt{\frac{a_0\omega^4 - a_{11}\omega^2 + a_{21}}{a_{22} - a_{12}\omega^2}}. \quad (3.136)$$

Підстановка до останньої формули виразу (3.135) дозволяє встановити критичну швидкість газорідинного потоку, яка призводить до появи самозбуджувальних коливань динамічного відбійного елемента сепараційного пристрою з частотою ω_{cr} :

$$u_{cr} = \sqrt{\frac{a_0 k^4 \omega_0^4 - a_{11} \omega_0^2 + a_{21}}{a_{22} - a_{12} \omega_0^2}}. \quad (3.137)$$

Таким чином, власна частота ω_0 динамічного відбійного елемента сепараційного пристрою істотно впливає на критичну швидкість флатера u_{cr} .

Крім того, підстановка значення $\omega = 0$ до формули (3.136) з урахуванням виразів (3.131) дозволяє встановити критичну швидкість дивергенції – швидкість, що призводить до дивергенції динамічного відбійного елемента сепараційного пристрою.

$$u_{div} = \sqrt{\frac{a_{21}}{a_{22}}}. \quad (3.138)$$

Порівняння виразів (3.137) та (3.138) свідчить про те, що критична швидкість флатера u_{cr} не перевищує критичну швидкість дивергенції u_{div} :

$$u_{div} \geq u_{cr}; a_{11} a_{22} a_3 > a_0 a_{22} a_{41} + a_{12} a_{21} a_3. \quad (3.139)$$

Графік залежності критичної швидкості газорідного потоку від власної частоти динамічного відбійного елемента наведений на рисунку 3.15.

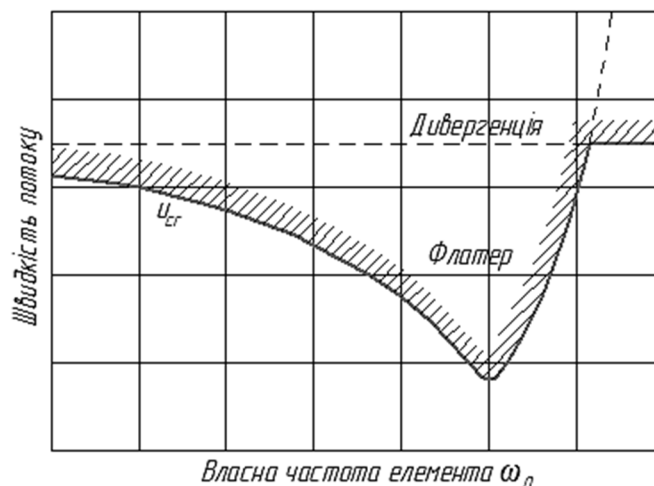


Рисунок 3.15 – Залежності критичної швидкості газорідного потоку від власної частоти динамічного відбійного елемента

Додаткове дослідження динамічної стійкості системи «газорідинний потік – динамічний відбійний елемент» реалізується із застосуванням алгебраїчного критерію Рауса–Гурвіца. Для цього як розв’язок системи диференціальних рівнянь обираються експоненціальні залежності:

$$\delta y = C_1 e^{\lambda t}; \delta \theta = C_2 e^{\lambda t}, \quad (3.140)$$

де C_1, C_2 – константи інтегрування; λ – корені характеристичного рівняння, описаного нижче.

Підстановка виразів (3.140) до формули (3.124) дозволяє записати наступну систему алгебраїчних рівнянь відносно невідомих констант інтегрування C_1, C_2 :

$$\begin{cases} \left[C_{11} + b_1 u \lambda + \left(\frac{m}{3} + M_{11} \right) \lambda^2 \right] C_1 - (C_{12} + M_{12} \lambda^2) C_2 = 0; \\ [b_2 u \lambda - (C_{21} + M_{12} \lambda^2)] C_1 + \left(\frac{4EI}{L} - C_{22} + M_{22} \lambda^2 \right) C_2 = 0. \end{cases} \quad (3.141)$$

Умова існування нетривіальних розв’язків рівняння (3.141) має вигляд:

$$\begin{vmatrix} C_{11} + b_1 u \lambda + \left(\frac{m}{3} + M_{11} \right) \lambda^2 & -(C_{12} + M_{12} \lambda^2) \\ b_2 u \lambda - (C_{21} + M_{12} \lambda^2) & \frac{4EI}{L} - C_{22} + M_{22} \lambda^2 \end{vmatrix} = 0. \quad (3.142)$$

Розкриваючи визначник останньої формули, отримаємо характеристичне рівняння четвертої степені відносно параметра λ :

$$\begin{aligned} \bar{a}_0 \lambda^4 + \bar{a}_1 \lambda^3 + \bar{a}_2 \lambda^2 + \bar{a}_3 \lambda + \bar{a}_4 &= 0; \\ a_0 \lambda^4 + a_3 u \lambda^3 + (a_{11} - a_{12} u^2) \lambda^2 + u(a_{41} - a_{42} u^2) \lambda + a_{21} - a_{22} u^2 &= 0, \end{aligned} \quad (3.143)$$

коефіцієнти якого визначаються наступними співвідношеннями:

$$\bar{a}_0 = a_0; \bar{a}_1 = a_3 u; \bar{a}_2 = a_{11} - a_{12} u^2; \bar{a}_3 = a_{41} u; \bar{a}_4 = a_{21} - a_{22} u^2. \quad (3.144)$$

Для забезпечення динамічної стійкості системи «газорідинний потік – динамічний відбійний елемент» необхідне виконання наступних умов:

$$\begin{cases} \bar{a}_i > 0, \quad (i = \overline{0,4}); \\ \bar{a}_1 \bar{a}_2 > \bar{a}_0 \bar{a}_3; \\ \bar{a}_1 \bar{a}_2 \bar{a}_3 > \bar{a}_1^2 + \bar{a}_0 \bar{a}_3^2. \end{cases} \quad (3.145)$$

Урахування виразів (3.144) дозволяє записати систему необхідних і достатніх умов стійкості (3.145) у вигляді системи нерівностей:

$$u < \min\{u_{cr}, u_{div}\}, \quad (3.146)$$

де критична швидкість дивергенції u_{div} визначається залежністю (3.138), а критична швидкість флатера u_{cr} – за виразом:

$$u_{cr} = \sqrt{\frac{a_{11} a_3 a_{41} - a_3^2 - a_0 a_{41}^2}{a_{12} a_3 a_{41}}}. \quad (3.147)$$

Таким чином, обидва підходи (як застосування метода комплексних амплітуд, так і алгебраїчного критерія Рауса–Гурвіца) дають можливість вичерпно досліджувати динамічну стійкість системи «газорідинний потік – динамічний відбійний елемент», зокрема розраховувати критичні частоти флатера і дивергенції та визначати границю стійкості.

3.3 Нестационарний капілярний рух рідини при вібраційно-фільтруючій сепарації газорідних систем

3.3.1 Уточнена математична модель нестационарного процесу капілярного підйому рідини

Динаміка капілярної рідини може бути досліджена із застосуванням основного закону динаміки [534], імплементованого до диференціального рівняння висхідного руху рідини:

$$\frac{d}{dt} [m(t) \cdot V(t)] = F_{\sigma} - F_p(t) - F_f(t), \quad (3.148)$$

де $V(t) = dh(t)/dt$ – швидкість; $h(t)$ – висота підйому рідини за час t ; $m(t) = \rho S \cdot h(t)$ – маса стовпа рідини; $S = b \cdot \delta$ – площа поперечного перерізу.

Сила поверхневого натягу F_{σ} , тисла тиску $F_p(t)$ як різниця між гравітаційною силою $m(t) \cdot g = \rho g S \cdot h(t)$ і силою Архімеда $\rho_a g S \cdot h(t)$, а також ас сила тертя $F_f(t)$ визначаються за наступними залежностями:

$$F_{\sigma} = \sigma \Pi \cos \theta; F_p(t) = (\rho - \rho_a) g h(t) S;$$

$$F_f(t) = \zeta \frac{\rho}{2} \left[\frac{dh(t)}{dt} \right]^2 S \cdot \text{sign} \left[\frac{dh(t)}{dt} \right], \quad (3.149)$$

де $\Pi = 2(b + \delta)$ – периметр змоченого контуру; ρ_a – густина повітря; g – прискорення вільного падіння; ζ – коефіцієнт гідравлічних втрат [535]:

$$\zeta = \zeta_0 + \lambda \frac{h(t)}{D}, \quad (3.150)$$

який містить наступні параметри: ζ_0 – коефіцієнт місцевих гідравлічних втрат; $\lambda = C/Re$ – коефіцієнт гідравлічних втрат на тертя, який залежить від

безрозмірного параметра C і числа Рейнольдса $Re = dh(t)/dt \cdot D/\nu$, де $D = 4S/\Pi$ – гідравлічний діаметр; ν – кінематична в'язкість рідини.

Після врахування усіх вищезазначених виразів рівняння (3.148) шляхом тотожних перетворень набуває наступного вигляду:

$$\begin{aligned} h \frac{d^2h}{dt^2} + \left(\frac{dh}{dt}\right)^2 \left[1 + \frac{1}{2} \left(\zeta_0 + \frac{C\nu}{D^2} \frac{h}{\frac{dh}{dt}} \right) \text{sign} \left(\frac{dh}{dt} \right) \right] = \\ = \frac{4\sigma}{\rho D} \cos\theta - \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho} \right) gh. \end{aligned} \quad (3.151)$$

Таке формулювання відповідає задачі про розв'язання нелінійного диференціального рівняння другого порядку з наступними початковими умовами: $h(0) = h_0$, а також $V(0) = V_0$, де h_0 – початковий рівень рідини, розташованої над «нульовою» площиною; V_0 – початкова швидкість. Хоча рівняння (3.151) не може бути розв'язане аналітично, достовірність запропонованої математичної моделі може бути підтверджена шляхом оцінювання кінцевої висоти підйому рідин h_∞ . Так, для стаціонарного режиму ($t \rightarrow \infty$), перші дві похідні за часом від $h(t)$ дорівнюють нулю, тому рівняння (3.151) набуває вигляду:

$$0 = \frac{4\sigma}{\rho D} \cos\theta - \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho} \right) gh_\infty. \quad (3.152)$$

Зокрема, у випадку тонкого матеріалу ($\delta \ll b$), гідравлічний діаметр $D = 4b\delta/[2(b + \delta)]$ спрощується до $D \approx 2\delta$. У результаті можна отримати:

$$h_\infty = \frac{2\sigma \cos\theta}{(\rho - \rho_a)g\delta}. \quad (3.153)$$

Варто зазначити, що у випадку капілярної трубки з радіусом, що дорівнює $D/2$, розв'язок стаціонарного рівняння (3.152) відповідає закону Жюрена–Бореллі [536].

3.3.2 Оцінювання параметрів процесу капілярного підйому вловленої рідини у пористому середовищі

Перевірка результатів математичного моделювання за даними експериментальних досліджень дозволяє визначати параметри математичної моделі. Зокрема, у випадку нелінійного однопараметричного оцінювання [537] на основі експериментальних точок, отриманих у результаті фізичного експерименту, передбачається розгляд спрощеної теоретичної кривої капілярного руху рідини у наступному вигляді:

$$h(t) = h_{\infty}(1 - e^{-kt}), \quad (3.154)$$

де k – параметр капілярного підйому.

Ця залежність відображає всі фізичні особливості процесу. Зокрема, всі вищезазначені початкові умови виконуються. Також залежність (3.154) асимптотично наближається до максимальної висоти підйому: $h(t \rightarrow \infty) = h_{\infty}$. Варто зазначити, що параметр k відповідає початковій швидкості: $k = V_0/h_{\infty}$.

Одним із способів визначення параметра капілярного підйому є використання інтегрального методу найменших квадратів [538] шляхом мінімізації функціоналу, отриманого з рівняння (3.151):

$$R_S = \int_0^{\infty} \left\{ h \frac{d^2h}{dt^2} + \left(\frac{dh}{dt} \right)^2 \left[1 + \frac{1}{2} \left(\zeta_0 + \frac{Cv}{D^2} \frac{h}{\frac{dh}{dt}} \right) \frac{\frac{dh}{dt}}{\left| \frac{dh}{dt} \right|} \right] - \right. \\ \left. - \frac{4\sigma}{\rho D} \cos\theta + \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho} \right) gh \right\}^2 dt. \quad (3.155)$$

Підстановка регресійної залежності (3.154) і рівняння (3.152) до рівняння (3.155), а також введення параметрів

$$\alpha = \frac{\left(2 + \frac{\zeta}{2}\right)k^2}{1 + \left(1 - \frac{\rho a}{\rho}\right)\frac{g}{k^2 h}} \approx \left(2 + \frac{\zeta}{2}\right)\frac{h}{g} \quad (3.156)$$

дозволяє визначити функціонал інтегрального методу найменших квадратів для випадку незмінного коефіцієнта гідравлічних втрат ζ :

$$R_S(k) = 3\alpha^2 k^4 - 8\alpha k^2 + 6 \quad (3.157)$$

та встановити нетривіальне значення k з умови $dR_S(k)/dk = 0$:

$$k = \sqrt{\frac{2g/h}{3(1+0.25\zeta)}} \quad (3.158)$$

Застосування цієї формули для оцінювання параметра капілярного підйому є достатньо складним через невідомий коефіцієнт гідравлічних втрат. У цьому випадку квазілінійне однопараметричне оцінювання [539] може бути успішно реалізоване із використанням наявних експериментальних даних (таблиця 3.1). Зокрема, для експериментально визначеної висоти h_∞ мінімізація функціонала сумарної квадратичної похибки

$$R(k) = \sum_{i=1}^n [h_\infty(1 - e^{-kt_i}) - h_i]^2 \quad (3.159)$$

за умови $\partial R/\partial k = 0$ із застосуванням модифікованого функціонала похибки

$$R_m = \sum_{i=1}^n \left[kt_i + \ln\left(1 - \frac{h_i}{h_\infty}\right) \right]^2 \quad (3.160)$$

дозволяє оцінити числове значення параметра капілярного підйому:

$$k = -\frac{\sum_{i=1}^n t_i \ln\left(1 - \frac{h_i}{h_\infty}\right)}{\sum_{i=1}^n t_i^2}, \quad (3.161)$$

де h_i – i -та експериментальна висота за час t_i ; n – кількість експериментальних точок.

Регресійна залежність (3.160) дозволяє визначити параметр швидкості k для відносно довгих зразків, коли експериментально виміряна висота h_∞ менша довжини зразка. Проте у випадку відносно коротких зразків пористого матеріалу слід застосувати процедуру квазілінійної багатопараметричної регресії [540] для ідентифікації параметру швидкості k та максимальної висоти h_∞ . Цей підхід, заснований на параметричній регресійній залежності (3.161), з умови $\partial R_m / \partial h_\infty = 0$ дозволяє отримати наступне рівняння:

$$h_\infty = \frac{\sum_{i=1}^n h_i [1 - \exp(-kt_i)]}{\sum_{i=1}^n [1 - \exp(-kt_i)]^2}. \quad (3.162)$$

Таким чином, система рівнянь (3.161) і (3.162) дозволяє оцінювати обидва параметри k та h_∞ , застосовуючи алгоритм числового розрахунку, наведений у додатку С, у якому також зведені результати порівняння експериментальних досліджень із запропонованими теоретичними залежностями.

Таблиця 3.1 – Значення параметрів регресійної залежності

Параметр	1	2	3	4	5
h_∞ , м	0,24	0,22	0,20	0,24	0,28
k , 10^{-3} с^{-1}	1,71	1,37	1,41	1,09	1,90
V_0 , мм/с	0,40	0,30	0,28	0,26	0,53

У результаті експериментальних досліджень та числових розрахунків слід зробити висновок, що всі зразки капілярно-пористого матеріалу мають відносно високу максимальну висоту підйому рідини в діапазоні 0,20–0,28 м. У цьому випадку параметр капілярного підйому становить $(1.09\text{--}1.90) \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$. Найбільша

висота капілярного підйому 0,28 м з початковою швидкістю 0,53 мм/с досягається для зразка № 5.

Достовірність запропонованих регресійних залежностей доводиться відносно високим діапазоном значень коефіцієнта кореляції Пірсона 0,92–0,95.

3.3.3 Інтенсифікація процесу капілярного підйому вловленої рідини за рахунок накладання вібраційного впливу

Дослідження руху рідини у процесі її капілярного підйому ґрунтується на уточненій математичній моделі (3.3.4), яка при переході до безрозмірних параметрів

$$\bar{h} = \frac{h}{h_{\infty}}; \Omega^2 = \frac{\rho S \left(1 - \frac{\rho a}{\rho}\right)^2 g^2}{\pi D \sigma \cos \theta}; \quad (3.163)$$

та після тотожних перетворень набуває наступного вигляду:

$$\bar{h} \frac{d^2 \bar{h}}{dt^2} + \left(1 + \frac{\zeta}{2} \operatorname{sign} \frac{d\bar{h}}{dt}\right) \left(\frac{d\bar{h}}{dt}\right)^2 = \Omega^2 (1 - \bar{h}), \quad (3.164)$$

де \bar{h} – безрозмірна висота підйому як відношення висоти до свого граничного значення h_{∞} , яке визначається за формулою Жюрена–Бореллі (3.153).

Фізичний зміст параметра Ω буде показано нижче.

Отримане рівняння не може бути розв'язане шляхом безпосереднього його інтегрування. Проте, можна застосувати метод варіацій, згідно з яким розглядається варіація відхилення безрозмірної висоти $\delta \bar{h}$ відносно свого стаціонарного значення $\bar{h}_{\infty} = 1$. У такому підході безрозмірна висота підйому становить

$$\bar{h} = 1 + \delta \bar{h}, \quad (3.165)$$

а рівняння (3.164) для відносно малих значень $\delta\bar{h} \ll 1$ можна переписати як диференціальне рівняння у варіаціях:

$$\frac{d^2\delta\bar{h}}{dt^2} + \left(1 + \frac{\zeta}{2} \text{sign} \frac{d\delta\bar{h}}{dt}\right) \left(\frac{d\delta\bar{h}}{dt}\right)^2 + \Omega^2 \delta\bar{h} = 0. \quad (3.166)$$

Таким чином, фізичний зміст параметра Ω полягає у тому, що він є власною частотою недемпфованих коливань гідромеханічної системи, рівняння яких (за умови $\frac{d\delta\bar{h}}{dt} = 0$) має наступний вигляд:

$$\frac{d^2\delta\bar{h}}{dt^2} + \Omega^2 \delta\bar{h} = 0. \quad (3.167)$$

З огляду на позначення (3.163) та з урахуванням тотожності $S = \pi D^2/4$, матимемо:

$$\Omega = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho}\right) g \sqrt{\frac{\rho D}{\sigma \cos \theta}}. \quad (3.168)$$

Рівняння (3.167) підтверджує можливість інтенсифікації процесу капілярного підйому рідини шляхом накладання зовнішнього вібраційного впливу з частотою, що дорівнює власній частоті системи, визначеній виразом (3.168).

При цьому, визначення вібраційних характеристик гідромеханічного процесу капілярного підйому рідини під дією зовнішньої моногармонічної дії з амплітудою δf_0 і довільною частотою ω ґрунтується на розгляді наступного диференціального рівняння

$$\frac{d^2\delta\bar{h}}{dt^2} + \left(1 + \frac{\zeta}{2} \text{sign} \frac{d\delta\bar{h}}{dt}\right) \left(\frac{d\delta\bar{h}}{dt}\right)^2 + \Omega^2 \delta\bar{h} = \delta f_0 \sin \omega t, \quad (3.169)$$

яке відрізняється від рівняння (3.166) введенням до правої частини періодичної складової $\delta f_0 \sin \omega t$.

Для дослідження динамічної системи застосовується метод гармонічної лінеаризації, відповідно до якого варіація безрозмірної висоти підйому рідини визначається як моногармонічна реакція на зовнішній періодичний вплив:

$$\delta \bar{h} = a \cdot \sin \omega t. \quad (3.170)$$

У цьому випадку, окремі складові рівняння (3.169) визначаються наступними виразами:

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \delta \bar{h}}{dt^2} &= a^2 \omega^2 \cos^2 \omega t \approx a_{s1} \sin \omega t + a_{c1} \cos \omega t; \\ \frac{d^2 \delta \bar{h}}{dt^2} \operatorname{sign} \frac{d \delta \bar{h}}{dt} &= a^2 \omega^2 \cos^2 \omega t \cdot \operatorname{sign}(\cos \omega t) \approx \\ &\approx a_{s2} \sin \omega t + a_{c2} \cos \omega t, \end{aligned} \quad (3.171)$$

де введені коефіцієнти основної гармоніки ряду Фур'є:

$$\begin{aligned} a_{s1} &= \frac{a^2 \omega^3}{\pi} \int_0^{\frac{2\pi}{\omega}} \cos^2 \omega t \sin \omega t dt = 0; \\ a_{c1} &= \frac{a^2 \omega^3}{\pi} \int_0^{\frac{2\pi}{\omega}} \cos^3 \omega t dt = 0; \\ a_{s2} &= \frac{a^2 \omega^3}{\pi} \int_0^{\frac{2\pi}{\omega}} \cos^2 \omega t \cdot \operatorname{sign}(\cos \omega t) \sin \omega t dt = 0; \\ a_{c2} &= \frac{a^2 \omega^3}{\pi} \int_0^{\frac{2\pi}{\omega}} \cos^3 \omega t \cdot \operatorname{sign}(\cos \omega t) dt = \frac{2a^2 \omega^2}{\pi}. \end{aligned} \quad (3.172)$$

Таким чином, після застосування методу гармонічної лінеаризації та з огляду на особливості інтегрування парних і непарних періодичних функцій матимемо наближення:

$$\left(\frac{d\delta\bar{h}}{dt}\right)^2 \approx 0; \left(\frac{d\delta\bar{h}}{dt}\right)^2 \operatorname{sign} \frac{d\delta\bar{h}}{dt} \approx \frac{a^2 \omega^2}{\pi} \cos \omega t = \frac{2a\omega}{\pi} \frac{d\delta\bar{h}}{dt}, \quad (3.173)$$

а нелінійне диференціальне рівняння (3.169) набуває наступного вигляду:

$$\frac{d^2 \delta\bar{h}}{dt^2} + 2n \frac{d\delta\bar{h}}{dt} + \Omega^2 \delta\bar{h} = \delta f_0 \sin \omega t, \quad (3.174)$$

де введено коефіцієнт згасання:

$$n = \frac{1}{2} \zeta \frac{a\omega}{\pi}. \quad (3.175)$$

Відповідно до теорії вимушених гармонічних коливань, загальний розв'язок рівняння (3.174) має вигляд:

$$\delta\bar{h} = a \sin(\omega t + \varphi), \quad (3.176)$$

де a , φ – відповідно амплітуда і фаза коливань, які визначаються шляхом підстановки виразу (3.176) до рівняння (3.174). Так, у результаті тотожних перетворень можна отримати наступну систему рівнянь:

$$\begin{aligned} \frac{\zeta^2 \omega^4}{\pi^2} a^2 + (\Omega^2 - \omega^2)^2 a^2 - \delta f_0^2 &= 0; \\ \operatorname{tg} \varphi &= \frac{\zeta a^2 \omega^2}{\pi(\Omega^2 - \omega^2)}. \end{aligned} \quad (3.177)$$

У загальному випадку, залежність амплітуди a і фази φ коливань системи від частоти зовнішньої дії ω виражається наступними амплітудною і фазовою частотною характеристиками:

$$a(\omega) = \frac{\sqrt{\sqrt{\frac{1}{4}(\Omega^2 - \omega^2)^4 + \frac{\zeta^2 \omega^4}{\pi^2} \delta f_0^2} - \frac{1}{2}(\Omega^2 - \omega^2)^2}}{\frac{\zeta \omega^2}{\pi}};$$

$$\varphi(\omega) = \arctg \frac{\zeta \omega^2 a(\omega)}{\pi(\Omega^2 - \omega^2)}, \quad (3.178)$$

де $\delta \bar{f}_0 = \delta f_0 / \Omega^2$ – безрозмірна варіація амплітуди зовнішнього вібраційного впливу.

Для побудови амплітудної частотної характеристики процесу капілярного підйому рідини під дією зовнішнього вібраційного впливу для випадку кінематичного збурення коливань (рисунок 3.16), застосовується перетворення першого рівняння (3.178) до безрозмірного вигляду:

$$a(\bar{\omega}) = \frac{\sqrt{\sqrt{\frac{1}{4}(1 - \bar{\omega}^2)^4 + \frac{\zeta^2 \bar{\omega}^8}{\pi^2} \delta u^2} - \frac{1}{2}(1 - \bar{\omega}^2)^2}}{\frac{\zeta \bar{\omega}^2}{\pi}} =$$

$$= \frac{\sqrt{\pi f(\bar{\omega})}}{\zeta} \sqrt{\sqrt{1 + \left[\frac{\zeta}{f(\bar{\omega})} \delta u \right]^2} - 1}, \quad (3.179)$$

де $\bar{\omega} = \omega / \Omega$ – безрозмірна частота; $\delta f_0 = \omega^2 \delta u$ – амплітуда зовнішньої сили, виражена через вібропереміщення δu ; $f(\omega)$ – допоміжна частотна функція:

$$f(\bar{\omega}) = \frac{\pi}{2\bar{\omega}^4} (1 - \bar{\omega}^2)^2. \quad (3.180)$$

Амплітуда коливань системи на резонансній частоті ($\bar{\omega} = 1$) становить

$$a_{res} = \sqrt{\pi \frac{\delta u}{\zeta}}, \quad (3.181)$$

що дозволяє визначати коефіцієнт опору за амплітудною частотною характеристикою, використовуючи наступну залежність:

$$\zeta = \frac{\pi \delta u}{a_{res}^2}. \quad (3.182)$$

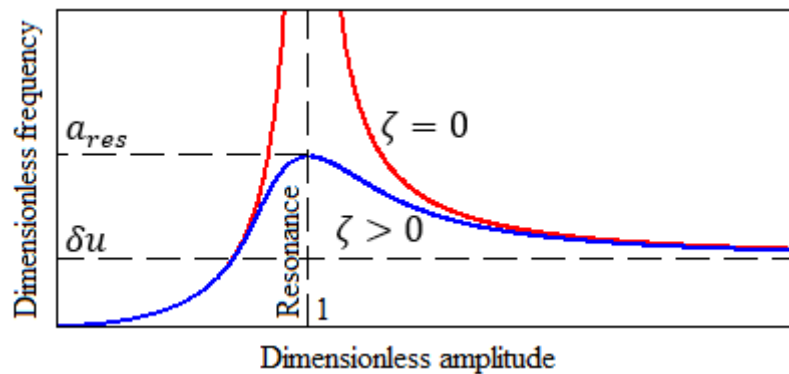


Рисунок 3.16 – Амплітудна частотна характеристика системи

У післярезонансному режимі амплітуда коливань системи асимптотично наближається до наступного значення:

$$a_{\infty} \equiv \lim_{\bar{\omega} \rightarrow \infty} a(\bar{\omega}) = \frac{\pi}{\zeta} \sqrt{\sqrt{\frac{1}{4} + \frac{\zeta^2}{\pi^2} \delta u^2} - \frac{1}{2}}. \quad (3.183)$$

Отриманий вираз значно спрощується із застосуванням його розкладання до ряду Маклорена відносно параметра δu . Так, утримуючи члени третього порядку малості, можна отримати:

$$a_{\infty} = \left[1 - \frac{1}{2} \left(\frac{\zeta}{\pi} \delta u \right)^2 \right] \delta u. \quad (3.184)$$

Зокрема, у випадку незначного опору ($\zeta \rightarrow 0$) значення $a_{\infty} = \delta u$.

Таким чином, створена уточнена математична модель динаміки капілярного підйому рідини та обґрунтовано можливість інтенсифікації процесу

капілярного підйому за рахунок накладання зовнішнього вібраційного впливу. У результаті визначено критичну частоту коливань і побудовано амплітудну частотну характеристику системи.

3.4 Наукові основи теорії гратчастих структур

3.4.1 Науково-практичні передумови створення теорії

Числові моделі, які описують рух рідини і газу у пористому середовищі, як базуються на емпіричних даних. Для випадку ламінарного руху вони описуються рівнянням Дарсі [541]:

$$\frac{dp}{dx} = - \frac{150\mu(1-\varepsilon)^2 u}{d^2 \varepsilon^3}, \quad (3.185)$$

де dp/dx – градієнт тиску; μ – динамічна в'язкість рідини, Па·с; ρ , ε – густина і порозність пористого тіла; u – питома об'ємна витрата рідини на одиницю площі пористого тіла; d – умовний середній діаметр сферичних частинок, що утворюють пористе середовище.

Цей закон передбачає, що швидкість рідини у будь-якій точці пористого середовища прямо пропорційна градієнту тиску в цій точці. При цьому інерційним опором середовища нехтують, ураховуючи лише в'язкісний опір. Більше того, параметри цієї моделі, зокрема, порозність ε та умовний середній діаметр частинок d є емпіричними параметрами, достовірні аналітичні методики розрахунку яких відсутні.

З огляду на вищезазначене, аналітичні дослідження руху речовини у пористому середовищі за існуючими методиками не представляється можливим, особливо в реальних умовах. Зокрема, дослідження гідродинаміки потоку у сепараційних секціях багатофазних сепараторів, а також процесу відведення краплинної рідини з фільтруючих елементів сепараційних пристроїв може бути

реалізовано шляхом проведення відповідного числового моделювання із застосуванням потужних програмних комплексів. При цьому основною проблемою числового моделювання є надскладна розрахункова сітка.

Так, наприклад, при числовому дослідженні потоку водонафтової емульсії у секції відстоювання підігрівача-деемульсатора на першому етапі моделювання розглядається окремий сепараційний пристрій у вигляді пакету жалюзійних насадок, моделі яких наведені у додатку Т.

Для пакету насадок вищезазначеного підігрівача-деемульсатора розрахункова сітка має 10^8 комірок. Для урахування такої сітки навіть без застосування моделей багатофазного потоку необхідно застосовувати близько 100 ГБ оперативної пам'яті. Тривалість таких розрахунків є значною, що унеможлиблює застосування існуючих засобів числового моделювання без використання потужних кластерних технологій.

Більше того, для моделювання всієї секції відстоювання необхідно ураховувати моделі багатофазного потоку і особливості геометрії (значні габарити секції відстоювання і малий проміжок між пластинами, що утворюють коалесційні насадки. Тому необхідно використовувати моделі пористого середовища, достовірність яких підтверджується шляхом ідентифікації параметрів відповідної ґратчастої структури.

Теорія ґратчастих структур ґрунтується на дискретній та квазіконтинуальній імовірнісній моделях проникнення речовини через середовище, яке має ґратчасту, коміркову або пористу структуру заданої мікрогеометрії. Вона має важливе практичне застосування у процесі проектування та розрахунку багатофазних сепараторів з метою визначення ефективності пристрою та локальних гідродинамічних характеристик (гідравлічний опір пакету, напрямок і величина швидкості потоку на виході, ефективність розділення). При цьому ідентифікацію параметрів математичної моделі можна реалізувати шляхом розгляду геометрії, наближеної до експериментальної для визначення ефективності розділення пакету насадок,

коефіцієнтів гідравлічного опору та подальшого співставлення з результатами фізичного експерименту.

3.4.2 Дискретна математична модель

Математична модель ґрунтується на законі збереження маси речовини, що послідовно розгалужується по комірках (рисунок 3.17 а):

$$m_{i,j} = m_{i,j-1} + m_{i,j}^{<c>} + m_{i,j+1}, \quad (3.186)$$

де $m_{i,j}$ – маса речовини, що проходить через i -ту комірку у j -му шарі; $m_{i,j-1}$ – маса речовини, що залишилась перед коміркою; $m_{i,j}^{<c>}$ – маса речовини, що заповнює комірку; $m_{i,j+1}$ – маса речовини, що пройшла через комірку.

Уведення коефіцієнту проникнення як базової величини k , який змінюється у діапазоні $[0; 1)$ та характеризує процес проникнення речовини через стінку як відношення маси речовини $m_{i,j}^{<c>}$, що заповнює комірку, до маси речовини $m_{i,j-1}$, що залишається перед стінкою:

$$k = \frac{m_{i,j}^{<c>}}{m_{i,j-1}} \quad (3.187)$$

дозволяє записати вирази для розподілу мас у комірці, а також до та після неї (рисунок 3.17):

$$m_{i,j-1} = (1 - k)m_{i,j}; \quad m_{i,j}^{<c>} = (k - k^2)m_{i,j}; \quad m_{i,j+1} = k^2m_{i,j}. \quad (3.188)$$

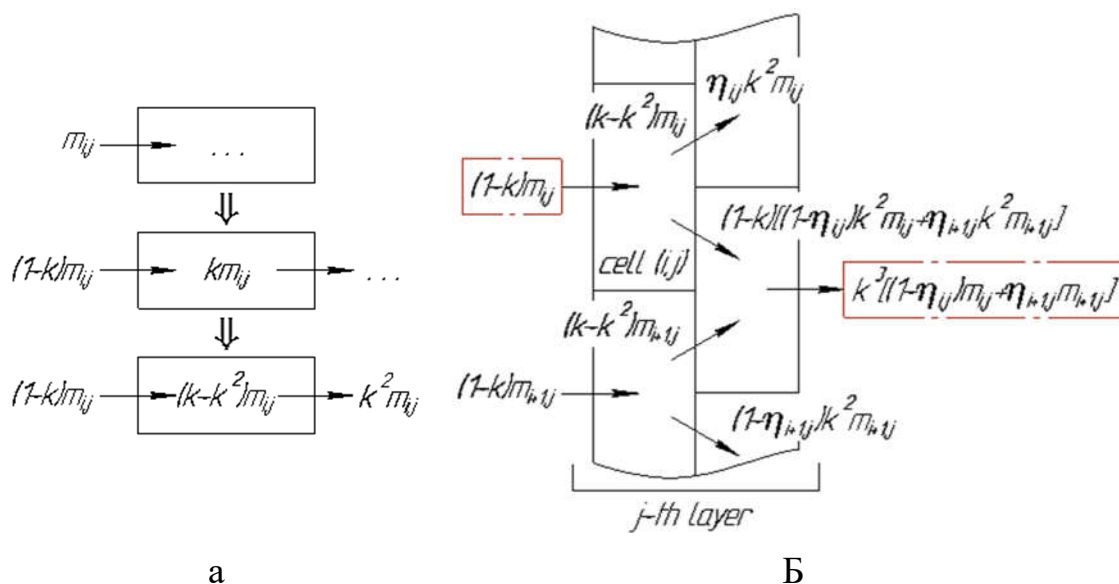


Рисунок 3.17 – Загальна розрахункова схема ґратчастої структури

Цей коефіцієнт визначається властивостями заданої структури, а визначення його числового значення є однією з основних задач параметричної ідентифікації у теорії ґратчастих структур.

Варто зазначити, що ці вирази задовольняють закон збереження маси (3.186), оскільки справджується тотожність:

$$(1 - k)m_{i,j} + (k - k^2)m_{i,j} + k^2 m_{i,j} \equiv m_{i,j}. \quad (3.189)$$

Для урахування перерозподілу речовини у межах j -го шару вводиться масова частка $\eta_{i,j}$ потрапляння в умовно «верхню» комірку (рисунок 3.17 б). При цьому за законом збереження мас масова частка потрапляння речовини у «нижню» комірку дорівнює $(1 - \eta_{i,j})$. Варто зазначити, що величина $\eta_{i,j}$ має імовірнісну природу та може змінюватись при перерозподілі речовини між комірками.

Сумарна кількість речовини до і після j -ої комірки (M_j та M_{j+1} відповідно) дорівнює сумі мас $m_{i,j-1}$ та $m_{i,j+1}$ по усіх n комірках $(j - 1)$ -го шару (рисунок 3.17 б):

$$\begin{aligned}
M_j &= \sum_{i=1}^n (1-k)m_{i,j} = (1-k) \sum_{i=1}^n m_{i,j} = (1-k)M_j^{<0>}; \\
M_{j+1} &= \sum_{i=1}^n k^3 [(1-\eta_{i,j})m_{i,j} + \eta_{i+1,j}m_{i+1,j}] = \\
&= k^3 [M_j^{<0>} + \sum_{i=1}^n (\eta_{i+1,j}m_{i+1,j} - \eta_{i,j}m_{i,j})],
\end{aligned} \tag{3.190}$$

де $M_j^{<0>}$ – сумарна початкова маса речовини, що припадає на j -й шар.

Ураховуючи велику кількість n комірок у одному шарі, можна записати наступну граничну рівність:

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n (\eta_{i+1,j}m_{i+1,j} - \eta_{i,j}m_{i,j}) = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n (\eta_{i+1,j} - \eta_{i,j})m_{i,j} = \varepsilon_j M_j^{<0>}, \tag{3.191}$$

де ε_j – коефіцієнт неоднорідності j -го шару як імовірнісний параметр, який характеризує неоднорідність перерозподілу речовини по сусідніх комірках («верхніх» та «нижніх») у межах одного шару:

$$\varepsilon_j = \frac{\sum_{i=1}^n (\eta_{i+1,j} - \eta_{i,j})m_{i,j}}{\sum_{i=1}^n m_{i,j}}. \tag{3.192}$$

З урахуванням формули (3.191), вирази (3.190) зводяться до наступного вигляду:

$$\begin{aligned}
M_j &= \sum_{i=1}^n (1-k)m_{i,j} = (1-k) \sum_{i=1}^n m_{i,j} = (1-k)M_j^{<0>}; \\
M_{j+1} &= \sum_{i=1}^n k^3 [(1-\eta_{i,j})m_{i,j} + \eta_{i+1,j}m_{i+1,j}] = k^3 (1 + \varepsilon_j) M_j^{<0>},
\end{aligned} \tag{3.193}$$

звідки визначається співвідношення між сумарною масою речовини у двох суміжних шарах:

$$M_{j+1} = \lambda_j M_j, \tag{3.194}$$

де λ_j – дискретний коефіцієнт проникності j -го шару:

$$\lambda_j = \frac{k^3(1+\varepsilon_j)}{1-k}, \quad (3.195)$$

який залежить від мікрогеометрії ґратчастої структури і характеризує перерозподіл маси речовини між сусідніми шарами. Він визначається як відношення сумарної маси речовини у двох сусідніх шарах.

Так, послідовно застосовуючи рекуперативні співвідношення (3.195) для N шарів, можна отримати наступну залежність:

$$M = \Lambda M_0, \quad (3.196)$$

де M_0, M – сумарна маса речовини у початковому і останньому шарах відповідно; Λ – функція проникності ґратчастої структури у цілому яка дорівнює добутку функцій проникності усіх N шарів:

$$\Lambda = \prod_{j=1}^N \lambda_j. \quad (3.197)$$

Так, зокрема, для ґратчастої структури, наведеної на рисунку 3.17 б, ця функція може бути визначена за наступною формулою:

$$\Lambda = \left(\frac{k^3}{1-k}\right)^N \prod_{j=1}^N (1 + \varepsilon_j)^n. \quad (3.198)$$

Рівняння (3.194) та (3.196) є основним рівнянням дискретної теорії ґратчастих структур, а визначення виду дискретної функції проникності першою задачею цієї теорії. Другою, основною задачею є ідентифікація коефіцієнта проникності, який визначається з виразу між сумарною масою речовини у початковому і останньому шарах відповідно.

Так, зокрема, для ґратчастої структури, наведеної на рисунку 3.17 б, ця задача базується на знаходженні єдиного дійсного кореня наступного кубічного рівняння:

$$k^3 = \alpha(1 - k), \quad (3.199)$$

яке містить параметр α , який визначається з рівняння (3.196) для експериментально визначеного параметра $\Lambda_e = M/M_0$. Так, з урахуванням виразу (3.198) можна отримати наступну формулу:

$$\alpha = \frac{\Lambda_e}{\left[\prod_{j=1}^N (1 + \varepsilon_j)^n\right]^{\frac{1}{n}}}. \quad (3.200)$$

3.4.3 Ідентифікація параметрів математичної моделі

Більш точне оцінювання параметра k як задача нелінійної параметричної ідентифікації базується на знаходженні умови забезпечення мінімуму сумарної квадратичної похибки у вигляді наступного функціонала:

$$R(k) = \sum_{j=1}^N (M_j - \tilde{M}_j)^2 \rightarrow \min, \quad (3.201)$$

де \tilde{M}_j – експериментальне значення маси речовини у j -му шарі.

Зокрема, для ґратчастої структури, наведеної на рисунку 3.17 б, застосування виразу (3.198) дозволяє встановити вираз для функції проникності пакету j шарів:

$$\Lambda_j = \left(\frac{k^3}{1-k}\right)^j \prod_{s=1}^j (1 + \varepsilon_s), \quad (3.202)$$

де s – номер шару ($s = 1, 2, \dots, j$).

Таким чином, використовуючи основне співвідношення (3.196) для пакету j шарів:

$$M_j = \Lambda_j M_0, \quad (3.203)$$

функція цілі (3.201) зводиться до наступного безрозмірного вигляду:

$$\bar{R}(k) = \frac{R(k)}{M_0^2} = \sum_{j=1}^N \left[\left(\frac{k^3}{1-k} \right)^j \prod_{s=1}^j (1 + \varepsilon_s) - \bar{m}_j \right]^2 \rightarrow \min, \quad (3.204)$$

де \bar{m}_j – безрозмірна маса речовини у пакеті j шарів:

$$\bar{m}_j = \frac{\tilde{M}_j}{M_0}. \quad (3.205)$$

Ураховуючи, що цей функціонал має свої межі на усій області значень аргумента:

$$\bar{R}(0) = \sum_{j=1}^N \bar{m}_j^2; \quad \lim_{k \rightarrow 1} \bar{R}(k) \rightarrow \infty, \quad (3.206)$$

коефіцієнт k визначається як такий, що забезпечує мінімум функціонала (3.204).

3.4.4 Квазіконтинуальна математична модель

Дискретна математична модель теорії ґратчастих структур за умови значної кількості тонких шарів може бути зведена до квазіконтинуальної математичної моделі. При цьому, дискретний коефіцієнт проникності λ_j замінюється на відповідний континуальний аналог $\lambda(x)$, який є функцією глибини проникнення x .

Так, наприклад, для ґратчастої структури, наведеної на рисунку 3.17 б, аналогічно до виразу (3.195) вводиться наступний коефіцієнт проникності:

$$\lambda(x) = \frac{k^3[1+\varepsilon(x)]}{1-k}, \quad (3.207)$$

де $\varepsilon(x)$ – функція неоднорідності як випадкова функція, яка є континуальним аналогом коефіцієнта неоднорідності ε_j .

У континуальній постановці зміна сумарної маси речовини на глибині x при переході через шар товщиною h визначається наступним різницеvim співвідношенням:

$$M(x+h) = \lambda(x)M(x). \quad (3.208)$$

З огляду на малість товщини шару h можна записати наступне наближення:

$$M(x+h) \approx M(x) + h \frac{dM(x)}{dx}, \quad (3.209)$$

підстановка якого до попереднього виразу дозволяє отримати наступне диференціальне рівняння:

$$\frac{dM(x)}{dx} = \frac{1}{h} [\lambda(x) - 1] M(x), \quad (3.210)$$

яке після розділення змінних та інтегрування у відповідних змінних межах

$$\int_{M_0}^{M(x)} \frac{dM}{M} = \frac{1}{h} \int_0^x [\lambda(x) - 1] dx \quad (3.211)$$

дозволяє отримати наступний вираз для визначення функції розподілу маси речовини у шарі довільної глибини:

$$M(x) = \Lambda(x)M_0, \quad (3.212)$$

аналогічний формулі (3.196), який містить функцію проникності:

$$\Lambda(x) = \exp\left[\frac{1}{h} \int_0^x \lambda(x) dx - \frac{x}{h}\right]. \quad (3.213)$$

Отриманий вираз можна спростити, перейшовши до безрозмірної глибини:

$$\xi = \frac{x}{h} \quad (3.214)$$

як континуального аналогу номера шару j ($0 \leq \xi \leq N$).

За такого підходу функція проникності (3.213) набуває наступного вигляду:

$$\Lambda(\xi) = \exp[\bar{\lambda}(\xi) - \xi], \quad (3.215)$$

де $\bar{\lambda}(\xi)$ – осереднений коефіцієнт проникності:

$$\bar{\lambda}(\xi) = \int_0^\xi \lambda(\xi) d\xi. \quad (3.216)$$

Так, зокрема, для ґратчастої структури, наведеної на рисунку 3.17 б, осереднений коефіцієнт проникності дорівнює:

$$\bar{\lambda}(\xi) = \frac{k^3}{1-k} \int_0^\xi [1 + \varepsilon(\xi)] d\xi = \frac{k^3}{1-k} \left[\xi + \int_0^\xi \varepsilon(\xi) d\xi \right]. \quad (3.217)$$

Проте, з огляду на складність інтегрування неперервної випадкової функції $\varepsilon(\xi)$ можна використовувати її дискретний аналог. Так, з огляду на граничне співвідношення

$$\lim_{\xi \rightarrow \infty} \int_0^{\xi} \varepsilon(\xi) d\xi = \sum_{j=1}^{\xi} \varepsilon_j \quad (3.218)$$

вираз (3.216) можна переписати у такій формі:

$$\bar{\lambda}(\xi) = \frac{k^3}{1-k} \left(\xi + \sum_{j=1}^{\xi} \varepsilon_j \right). \quad (3.219)$$

При цьому, функція проникності (3.215) набуває наступного вигляду:

$$\Lambda(\xi) = \exp \left[\left(\frac{k^3}{1-k} - 1 \right) \xi + \frac{k^3}{1-k} \sum_{j=1}^{\xi} \varepsilon_j \right]. \quad (3.220)$$

Варто зазначити, що для усього пакету функція проникності

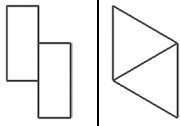
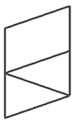

$$\Lambda = \Lambda(N) = \frac{M}{M_0} = \exp[\bar{\lambda}(N) - N]. \quad (3.221)$$

Зокрема, для ґратчастої структури, наведеної на рисунку 3.17 б, із виразу (3.220) для $\xi = N$ маємо:

$$\Lambda = \frac{M}{M_0} = \exp \left[\left(\frac{k^3}{1-k} - 1 \right) N + \frac{k^3}{1-k} \sum_{j=1}^N \varepsilon_j \right]. \quad (3.222)$$

Послідовне використання усіх вищезазначених виразів дозволяє отримати функції проникності для різних видів комірок. Деякі з них з прикладом числової реалізації наведені у таблиці 3.2.

Таблиця 3.2 – Функції проникності для різних видів комірок

Комірка	Коефіцієнт проникності	Дискретна і континуальна функції проникності
	$\lambda_j = \frac{k^3}{1-k}(1 + \varepsilon_j)$	$\Lambda_j = \left(\frac{k^3}{1-k}\right)^j \prod_{s=1}^j (1 + \varepsilon_s)$ $\Lambda(\xi) = \exp \left[\left(\frac{k^3}{1-k} - 1\right) \xi + \frac{k^3}{1-k} \sum_{j=1}^{\xi} \varepsilon_j \right]$
	$\lambda_j = \frac{k^2 \left[\frac{1}{2} + k \left(\frac{5}{4} + \varepsilon_j \right) \right]}{2(1-k)}$	$\Lambda_j = \left[\frac{k^2}{2(1-k)} \right]^j \prod_{s=1}^j \left[\frac{1}{2} + k \left(\frac{5}{4} + \varepsilon_s \right) \right]$ $\Lambda(\xi) = \exp \left\{ \left[\frac{k^2 \left(1 + \frac{5}{2}k \right)}{4(1-k)} - 1 \right] \xi + \frac{k^3}{2(1-k)} \sum_{j=1}^{\xi} \varepsilon_j \right\}$
	$\lambda_j = \frac{k}{2} \left(1 + \frac{k^2}{1-k} \right) + \frac{k^2}{2} \varepsilon_j$	$\Lambda_j = \left(\frac{k}{2}\right)^j \prod_{s=1}^j \left(1 + \frac{k^2}{1-k} + k \varepsilon_s \right)$ $\Lambda(\xi) = \exp \left\{ \left[\frac{k}{2} \left(1 + \frac{k^2}{1-k} \right) - 1 \right] \xi + \frac{k^2}{2} \sum_{j=1}^{\xi} \varepsilon_j \right\}$

Варто зазначити, що основні рівняння запропонованої теорії ґратчастих структур можуть бути переписаними відносно концентрацій дисперсної фази у двофазному потоці. У цьому випадку, в усіх співвідношеннях слід оперувати не масою речовини $m_{i,j}$, а концентрацією дисперсної фази $c_{i,j}$. У такому випадку функція проникності $\Lambda(x)$ за своїм фізичним змістом є функцією розподілу концентрації дисперсної фази по товщині фільтруючого елемента.

3.5 Висновки до третього розділу

Таким чином, у третьому розділі викладено науково-теоретичні основи вібраційно-фільтруючої сепарації газодисперсних систем і віброгрануляції плавів. Зокрема, досліджено гідродинаміку газорідного потоку у плоскому каналі з віброуючою стінкою. У результаті розв'язання задачі гідроаеропружності визначено поле швидкості та отримано аналітичні залежності для визначення

критичних частот флатера і дивергенції. Отримано аналітичні вирази для полів швидкості та тиску у каналі з вібруючою стінкою.

Також досліджено рух газодисперсного турбулізованого потоку у каналі з вібруючою стінкою. У результаті отримано аналітичні вирази для полів швидкості та тиску. Запропоновано безрозмірний критерій для визначення форми траєкторій частинок суцільної фази. У результаті аналізу поля тиску отримано локальні зони його мінімуму та крок між ними уздовж координатних осей. Встановлено, що відстань між сусідніми зонами локального мінімуму тиску відповідає довжині хвилі вібраційного впливу вібруючої стінки на газокраплинний потік.

Таким чином, обґрунтовано застосування явища вібраційної коагуляції для інтенсифікації процесу газодинамічної сепарації двофазних систем і підтверджено можливість інтенсифікації процесу сепарації газокраплинних систем за рахунок накладання вібраційного впливу.

Створено модель руху краплинної рідини у газовому потоці за умов накладання вібраційного впливу, у результаті реалізації якої отримано аналітичні залежності для поля швидкості та відносних траєкторій частинок дисперсної фази. Зокрема, компоненти швидкості визначаються як суперпозиція гармонічних складових з частотами, що залежать від середньої швидкості потоку і характеристик вібраційного впливу.

У результаті застосування імовірнісного підходу отримано геометричні характеристики зливних жолобів, розміщених на стаціонарній стінці сепараційного каналу. Встановлено, що крок розміщення жолобів дорівнює максимальному значенню оцінюваної довжини вловлювання краплинної рідини. Встановлено вираз для ширини жолобів та ефективної зони вібраційного впливу.

Досліджено рух краплинної рідини у турбулізованому потоці. У результаті отримано кінематичні характеристики (поле швидкості та траєкторії) дисперсних частинок. Одержані вирази для ступенів захоплення та обтікання частинок залежно від їх розмірів підтверджуються формулами Брандта–Фройнда–Хідемана, попередньо отриманими на основі дослідження

віброакустичного впливу на турбулентний потік. Досліджено гідродинамічні особливості комплексної дії турбулентних пульсацій і віброуючої стінки на двофазний потік. У результаті одержано безрозмірний критерій для визначення геометричних характеристик відносних траєкторій дисперсних частинок у формі фігур Ліссажу. Отримані результати можуть бути впроваджені як метод оцінювання лагранжевої частоти турбулентних пульсацій за кінематичними характеристиками частинок дисперсної фази. Крім того, виявлено характеристики турбулентної міграції дисперсної фази та визначені параметри ступінчастого руху краплинної рідини від віброуючої стінки до нерухомої.

Здійснено параметричну ідентифікацію сил, що діють на краплинну рідину в газодисперсному потоці. Зокрема, запропоновано аналітичні вирази для визначення сили Бассе, що діє на частинки дисперсної фази у багатофазному потоці. Відповідні вирази теоретично обґрунтовано із застосуванням як регресійного аналізу, так нескінченних степеневих рядів.

У результаті числового моделювання отримано векторне поле сили Бассе. Аналіз отриманих аналітичних залежностей свідчить про те, що ця сила спрямована у напрямі ввігнутості траєкторій частинок дисперсної фази. Це також підтверджує явище коливань частинок відносно зон локального екстремуму тиску. Також встановлено, що сила Бассе періодично змінює свій напрям із частотою $\pi/(\lambda u_0)$, а її значення зменшується по мірі віддалення частинок від віброуючої стінки.

Запропоновано безрозмірний критерій для визначення впливу сили Бассе на частинки дисперсної фази у газокраплинному потоці з накладеним вібраційним впливом. У результаті встановлено, що сила Бассе діє на частинки більшого діаметра, а відповідний ступінь впливу зростає зі зменшенням довжини хвилі вібраційного впливу. Цей факт створює науково-теоретичну основу явища вибіркової сепарації багатоконпонентних гетерогенних систем.

У результаті розгляду моделі віброзважування краплинної рідини у каналі сепараційного пристрою з віброуючою стінкою встановлено, що конвективні сили інерції, що діють на краплинну рідину газодисперсного потоку, призводять до

зміщення зон локального мінімуму тиску від ядра потоку у бік вібруючої стінки за рахунок ефекту віброзважування частинок у потоці, а також зміни відстані від вібруючої стінки до частинок залежно від розміру останніх. Це дозволяє зробити висновок про вібраційне зважування краплинної рідини з густиною, більшою за густину газодисперсного потоку, а також визначити висоту розташування зваженого шару. Отримані результати якісно підтверджуються ефектами взаємовпливу двох пульсуючих тіл, вперше дослідженими К. Бйоркнесом.

Для випадку верхньої вібруючої стінки та нижньої нерухомої встановлено наближений закон руху краплі і визначено швидкість досягнення краплею нерухомої стінки та час перебування рідини у каналі сепараційного пристрою.

Уперше отримані точні аналітичні розв'язки рівнянь руху крапель рідини у каналі з вертикальними стінками у тривимірній постановці. У результаті доведено, що вібраційна сила призводить до зміщення частинок у напрямі від вібруючої стінки до нерухомої. Встановлено закон руху краплі і визначено швидкість досягнення нею нерухомої стінки. Визначено максимально можливе значення швидкості краплі. Також запропоновано вираз для експериментального визначення параметра ефективності вібраційного впливу.

Отримані результати також можуть бути розповсюджені на випадок вібраційного зважування краплинної рідини в турбулізованому потоці шляхом суперпозиції вібраційних впливів від кожної періодичної складової.

Додатково проведено математичне моделювання гідроаеропружної взаємодії газодисперсного потоку з динамічними відбійними елементами, яке ґрунтується на статичному і динамічному аналізі функціональних елементів газодинамічного сепаратора, а також на розв'язанні стаціонарної та нестаціонарної задач гідроаеропружності з послідувочою ідентифікацією параметрів взаємодії багатофазного потоку з динамічними відбійними елементами. Зокрема, розглянуто можливість застосування динамічних ефектів флатера і бафтинга для віброкоагуляції аналогічно до методу накладання віброакустичних коливань на гетерогенний потік. Також показано, що застосування як метода комплексних амплітуд, так і алгебраїчного критерія

Рауса–Гурвіца дає можливість досліджувати динамічну стійкість системи «газорідинний потік – динамічний відбійний елемент», зокрема розраховувати критичні частоти флатера і дивергенції та визначати границю стійкості.

Окрема увага приділена дослідженню нестационарного капілярного руху рідини при вібраційно-фільтруючій сепарації газорідинних систем. Зокрема, створено уточнену математичну модель нестационарного процесу капілярного підйому рідини. У результаті проведених теоретичних і експериментальних досліджень отримано вирази для оцінювання параметрів математичної моделі. Достовірність запропонованих регресійних моделей підтверджується значеннями кореляційного коефіцієнта Пірсона у діапазоні 0,92–0,95, а також їх відповідністю формулі Жюрена–Бореллі для стаціонарного випадку. Додатково розроблено наукову основу інтенсифікації процесу капілярного підйому вловленої рідини за рахунок накладання вібраційного впливу.

Створено теорію ґратчастих структур, яка дозволяє досліджувати процесу відведення краплинної рідини з фільтруючих елементів та має важливе практичне застосування у процесі проектування та розрахунку фільтрів і багатофазних сепараторів. Розроблена теорія ґрунтується на дискретній та квазіконтинуальній імовірнісній моделях проникнення речовини через середовище, яке має пористу структуру заданої мікрогеометрії.

Наукові результати, представлені у розділі, висвітлені у працях [4, 6, 10, 12, 13, 18, 20, 24, 25] із переліку наукових праць, в яких опубліковані основні результати дисертації.

РОЗДІЛ 4

РОЗВИТОК НАУКОВО-ТЕОРЕТИЧНИХ ОСНОВ ВІБРАЦІЙНИХ ПРОЦЕСІВ ГРАНУЛЯЦІЇ ПЛАВІВ

4.1 Динаміка краплинної рідини у процесі віброгрануляції

Геометричні характеристики отворів для одержуваних з них крапель у процесі диспергування рідини через перфоровані оболонки є визначальними у процесі створення ефективного грануляційного обладнання гранул азотних і комплексних мінеральних добрив з їх розплаву. При цьому, єдиного механізму розпаду струменя рідини на краплі не існує [162], а різні механізми розпаду рідини на краплі визначаються як її фізичними властивостями, так і конструктивними параметрами обладнання [542–546].

Теоретичні дослідження процесу розпадання струменя рідини на краплі під дією власних коливань є першим, основним кроком комплексу теоретичних і експериментальних досліджень з метою розроблення достовірних математичних моделей і створення методів розрахунку грануляторів, у яких використовується розпилення рідини на гранули з подальшою їх кристалізацією, а вивчення фізичних процесів, які впливають на розмір крапель, дозволяють створювати нові конструкції грануляторів для отримання монодисперсних гранул. При цьому, теоретичний опис руху струменя рідини базується на теорії струменів, наведеній у роботі [547].

Дослідження процесу диспергування рідкої фази в перфорованих оболонках для створення обладнання для виробництва азотних мінеральних добрив з їх розплавів розглянуто у роботах [548, 549].

Характер коливань форми струменя рідини при її витіканні з отвору залежить від різних умов [131]. Проте, ці коливання проявляються у тому, що еліпсоїдна форма сформованої краплі змінює свою форму. Так, осі еліптичного меридіонального перерізу струменя по чергово мінються місцями під дією капілярних сил. Амплітуда цих коливань поступово згасає, а поверхня струменя

втрачає стійкість унаслідок появи нестійких хвиль, що у результаті призводить до розпаду струменя рідини на краплі. При цьому, у роботі [550] знайдено наближений розв'язок рівнянь Нав'є–Стокса у циліндричній системі координат, що описують рух струменя рідини за гіпотези, що максимальна осьова складова швидкості знаходиться на осі струменя. У результаті встановлено, що у струмені рідини виникають власні поперечні коливання за рахунок зміни радіальної складової швидкості.

Для виявлення кінематичних характеристик власних коливань краплі при періодичній зміні її форми від сферичної до еліпсоїдної з почерговою зміною більшої й меншої осей застосовується розрахункова схема, наведена на рисунку 4.1.

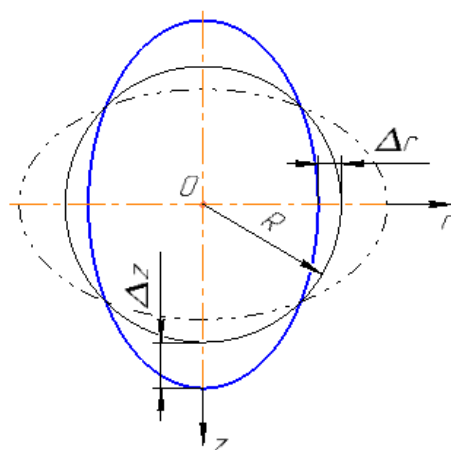


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема коливань краплі

Умова збереження маси краплі:

$$\rho \frac{4}{3} \pi (R + \Delta r)^2 (R + \Delta z) = \rho \frac{4}{3} \pi R^3, \quad (4.1)$$

де ρ – густина рідини; R – радіус краплі у квазірівноважному стані; Δr , Δz – прирости відповідно радіальної та осьової півосей еліпсоїда.

Вищезазначене твердження про те, що півосі почергово змінюють своє значення підтверджується наступною залежністю між параметрами Δr та Δz , яка визначається з рівняння (4.1):

$$\Delta z = -\frac{R\Delta r(2R+\Delta r)}{(R+\Delta r)^2}. \quad (4.2)$$

Знак «-» вказує на те, що при збільшенні радіального розміру краплі її осьовий розмір зменшується.

При цьому критична швидкість струменя може бути визначена зі стану граничної рівноваги краплі, зокрема, з умови рівності сил поверхневого натягу F_σ і опору середовища F_r :

$$F_\sigma = F_r. \quad (4.3)$$

Зокрема, враховуючи аналітичні вирази для цих сил:

$$F_\sigma = 2\pi\sigma(R + \Delta r); F_r = 6\pi\mu_a(R + \Delta r)v_{cr}, \quad (4.4)$$

можна отримати:

$$v_{cr} = \frac{\sigma}{3\mu_a}, \quad (4.5)$$

де σ – коефіцієнт поверхневого натягу; μ_a – динамічна в'язкість середовища.

Варто зазначити, що для стоксівського закону опору значення критичної швидкості не залежить від розміру краплі. Проте, у загальному випадку квадратичного опору середовища відповідна сила опору визначається за наступною формулою:

$$F_r = \frac{1}{2}\zeta\rho_a\pi(R + \Delta r)^2v_{cr}^2 \quad (4.6)$$

а критичне значення швидкості краплі (за умови малості її деформації $\Delta r/R \ll 1$)

$$v_{cr} = 2 \sqrt{\frac{\sigma}{\zeta \rho_a R}}, \quad (4.7)$$

де ζ – коефіцієнт опору; ρ_a – густина середовища.

У роботі [550] виявлено, що у струмені рідини виникають власні поперечні коливання. Відповідно до цього твердження, радіальна швидкість краплі може бути виражена наступним способом:

$$v_r(r, z) = v_{r0}(r) \sin \lambda z, \quad (4.8)$$

де $v_{r0}(r)$ – невідома функція зміни радіальної швидкості; $\lambda = 2\pi/L$ – частотний параметр, обернено пропорційний до довжини хвилі L .

У формулі (4.8) і нижче знак приросту « Δ » опущено для спрощення запису аналітичних виразів.

Для встановлення аналітичних виразів для компонент швидкості застосовується рівняння нерозривності, яке у циліндричній системі координат має вигляд:

$$\frac{\partial v_z(r, z)}{\partial z} + \frac{v_r(r, z)}{R+r} + \frac{\partial v_r(r, z)}{\partial r} = 0, \quad (4.9)$$

де $v_z(r, z)$ – осьова компонента швидкості, яка може бути пов'язана із радіальною із застосуванням наступних тотожних перетворень:

$$v_z(r, z) = \frac{dz}{dt} = \frac{dz}{dr} \frac{dr}{dt} = \frac{dz}{dr} v_r(r, z). \quad (4.10)$$

Диференціювання рівняння (4.2) по параметру r дозволяє встановити наступний вираз:

$$\frac{dz}{dr} = -\frac{2R^3}{(R+r)^3}, \quad (4.11)$$

з урахуванням якого рівність (4.10) набуває вигляду:

$$v_z(r, z) = -\frac{2R^3}{(R+r)^3} v_r(r, z). \quad (4.12)$$

Підстановка формул (4.10) та (4.12) до рівняння нерозривності (4.9) з урахуванням запропонованого виразу (4.8) після тотожних перетворень дозволяє отримати однорідне диференціальне рівняння відносно невідомої функції $v_{r0}(r)$:

$$\sin \lambda z \frac{dv_{r0}(r)}{dr} + \left[\frac{\sin \lambda z}{R+r} - \frac{2R^3}{(R+r)^3} \lambda \cos \lambda z \right] v_{r0}(r) = 0, \quad (4.13)$$

яке після осереднення за чвертю довжини хвилі $L_{1/4} = \pi/(2\lambda)$ набуває вигляду:

$$\frac{dv_{r0}(r)}{dr} + \left[\frac{1}{R+r} - \frac{2R^3}{(R+r)^3} \lambda \right] v_{r0}(r) = 0, \quad (4.14)$$

Розділення змінних та подальше інтегрування у відповідних межах

$$\int_{v_{r0}(0)}^{v_{r0}(r)} \frac{dv_{r0}}{v_r} = 2R^3 \lambda \int_0^r \frac{dr}{(R+r)^3} - \int_0^r \frac{dr}{R+r} \quad (4.15)$$

дозволяє встановити наступний аналітичний вираз для невідомої функції:

$$v_{r0}(r) = \frac{R}{R+r} v_{r0}(0) e^{\frac{\lambda r(2R+r)}{(R+r)^2}}. \quad (4.16)$$

Подальші дослідження отримуваних аналітичних виразів доцільно розглядати, ввівши безрозмірні параметри – координату \bar{r} , амплітуду радіальної швидкості \bar{v}_{r0} та компоненти швидкості \bar{v}_r , \bar{v}_z :

$$\bar{r} = \frac{r}{R}; \bar{v}_{r0} = \frac{v_{r0}}{v_{r0}(0)}; \bar{v}_r = \frac{v_r}{v_{r0}(0)}; \bar{v}_z = \frac{v_z}{v_{r0}(0)}. \quad (4.17)$$

Варто зазначити, що у запропонованій системі координат (рисунок 4.1) безрозмірний радіус дорівнює «0» на поверхні краплі та «-1» – у її центрі.

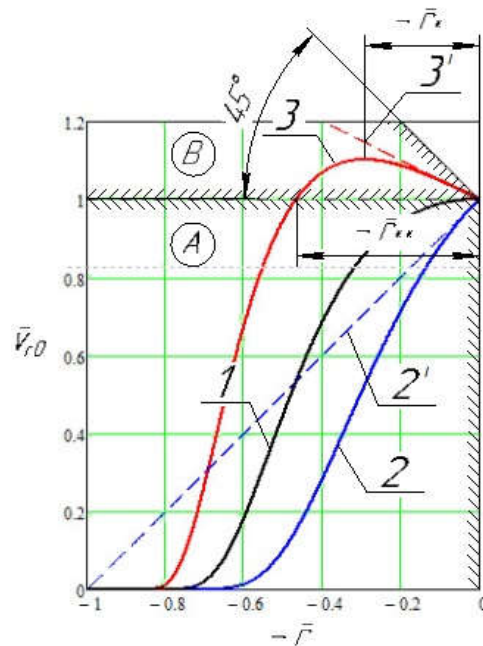
Так, з урахуванням формули (4.16) компоненти швидкості (4.8), (4.12) набувають наступного вигляду:

$$\begin{aligned} \bar{v}_r(\bar{r}) &= \frac{1}{1+\bar{r}} e^{\frac{\bar{r}(2+\bar{r})}{(1+\bar{r})^2} \lambda R} \sin \lambda z; \\ \bar{v}_z(\bar{r}) &= -\frac{2}{(1+\bar{r})^4} e^{\frac{\bar{r}(2+\bar{r})}{(1+\bar{r})^2} \lambda R} \sin \lambda z. \end{aligned} \quad (4.18)$$

Отримані вирази для компонент швидкості підтверджують попереднє дослідження [550], у якому виявлено, що радіальна швидкість у критичному перерізі збільшується від центру струменя до периферії, що спричиняє руйнування струменя та подальше утворення крапель. Проте, запропонований підхід дозволяє встановити критерій, за якого відбувається збереження монодисперсності отримуваних гранул. Для цього необхідно окремо дослідити безрозмірну амплітуду радіальної швидкості як функцію безрозмірної радіальної координати:

$$\bar{v}_{r0}(\bar{r}) = \frac{1}{1+\bar{r}} e^{\frac{\bar{r}(2+\bar{r})}{(1+\bar{r})^2} \lambda R}. \quad (4.19)$$

Так, на рисунку 4.2 наведено графік відповідної залежності для різних значень довжин хвиль.



A, B – зони незмінного та змінного знаку градієнта радіальної швидкості;
 1–3 – криві зміни амплітуди радіальної швидкості; 1'–3' – дотичні
 до радіальної швидкості на поверхні краплі

Рисунок 4.2 – Зміна амплітуди радіальної швидкості по радіусу краплі

Розкладання формули (4.19) у ряд Маклорена відносно параметра \bar{r} з утриманням членів першого порядку малості дозволяє лінеаризувати вираз для амплітуди радіальної швидкості та, відповідно, побудувати дотичну до кривої « $v_{r0} - \bar{r}$ » (рисунок 4.2). У такому разі, близько поверхні краплі маємо:

$$\bar{v}_{r0}(\bar{r}) \approx 1 + (2\lambda R - 1)\bar{r}. \quad (4.20)$$

Отриманий вираз свідчить про те, що для граничного значення $\lambda_{cr} = 1/(2R)$ параметра λ радіальна швидкість не має радіального градієнта на поверхні краплі. Більше того, у випадку $\lambda < \lambda_{cr}$, який відповідає довжинам хвиль $L > 4\pi R$, радіальна швидкість змінює свій знак усередині краплі. Відповідне значення \bar{r}_* визначається з наступного рівняння:

$$\frac{d\bar{v}_{r0}(\bar{r}_*)}{d\bar{r}} = \left[\frac{2\lambda R}{(1+\bar{r}_*)^2} - 1 \right] e^{\frac{\bar{r}_*(2+\bar{r}_*)}{(1+\bar{r}_*)^2}\lambda R} = 0, \quad (4.21)$$

корінь якого

$$-\bar{r}_* = 1 - \sqrt{2\lambda R} = 1 - \frac{1}{\sqrt{n}} \quad (4.22)$$

де введено відношення довжини хвилі до її граничного значення:

$$n = \frac{L}{L_{cr}} = \frac{2\pi/\lambda}{4\pi R} = \frac{1}{2\lambda R}. \quad (4.23)$$

При цьому перевищення безрозмірної радіальною швидкістю одиничного значення відбувається на відстані \bar{r}_{**} від поверхні краплі, яка визначається за наближеним виразом:

$$-\bar{r}_{**} = 1 - \frac{1}{n^a}. \quad (4.24)$$

Невідомий показник степені визначається із застосуванням однопараметричного квазілінійного регресійного аналізу шляхом мінімізації наступної функції похибки:

$$R(a) = \sum_{i=1}^N [a \ln n_i + \ln(1 - \bar{r}_{**}^{<i>})]^2 \rightarrow \min, \quad (4.25)$$

де N – кількість даних числового експерименту; n_i – i -й параметр n ($i = 1, 2, \dots, N$); $\bar{r}_{**}^{<i>}$ – корені трансцендентного рівняння:

$$\frac{1}{1 + \bar{r}_{**}} e^{\frac{\bar{r}_{**}(2 + \bar{r}_{**})}{2n_i(1 + \bar{r}_{**})^2}} = 1, \quad (4.26)$$

які визначаються для кожного значення n_i .

Умови мінімуму функціоналу похибки (4.25) має наступний вигляд:

$$\frac{dR(a)}{da} = 2 \sum_{i=1}^N [a \ln n_i + \ln(1 - \bar{r}_{**}^{<i>})] \ln n_i = 0, \quad (4.27)$$

звідки визначається шуканий параметр:

$$a = - \frac{\sum_{i=1}^N \ln n_i \ln(1 - \bar{r}_{**}^{<i>})}{\sum_{i=1}^N \ln^2 n_i}. \quad (4.28)$$

Так, для даних числового експерименту, отриманих для значень n_i у діапазоні від 1 до 10^4 можна отримати значення $a \approx 2/3$. Таким чином, вираз (4.24) набуває наступного вигляду:

$$-\bar{r}_{**} \approx 1 - \frac{1}{n^{2/3}}. \quad (4.29)$$

Таким чином, у результаті дослідження встановлено, що залежно від частотних характеристик вібраційного впливу існує декілька режимів коливань краплі (рисунок 4.2). У першому, який відповідає зоні A , амплітуда радіальної швидкості зростає від нульового значення у центрі краплі до свого максимального значення на поверхні. Цей режим реалізується до тієї границі, коли довжина хвиль дорівнюватиме граничному значенню $4\pi R$. У другому режимі, який відповідає зоні B , амплітуда радіальної швидкості на відстані \bar{r}_{**} від поверхні краплі перевищує граничне значення і досягає свого максимального значення на відстані \bar{r}_* від поверхні. На відстані, ближчій за \bar{r}_* від поверхні краплі, градієнт радіальної швидкості змінює свій знак.

4.2 Створення математичної моделі динаміки віброгранулятора

Для створення достовірної математичної моделі, що описує процес передачі енергії від актуатора до корзини віброгранулятора з урахуванням рідинного шару між п'ятою і дном, континуальну систему замінити її дискретним аналогом з двома ступенями вільності. Відповідна розрахункова схема динаміки двомасової системи віброгранулятора наведена на рисунку 4.3.

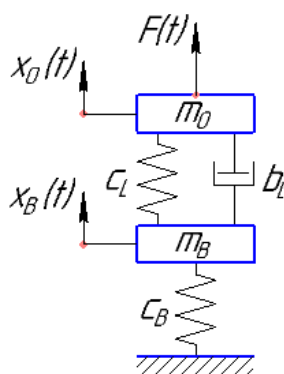


Рисунок 4.3 – Розрахункова схема динаміки двомасової моделі віброгранулятора

Дослідження динаміки запропонованої системи базується на рівняннях Лагранжа 2-го роду:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{x}_0} \right) - \frac{\partial L}{\partial x_0} + \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_0} = Q_0; \\ \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{x}_B} \right) - \frac{\partial L}{\partial x_B} + \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_B} = Q_B, \end{cases} \quad (4.30)$$

де t – час; x_0, x_B – узагальнені переміщення як вертикальні переміщення п'яти і дна корзини відповідно; \dot{x}_0, \dot{x}_B – узагальнені швидкості як похідні за часом від відповідних узагальнених координат; Q_0, Q_B – узагальнені сили, які у випадку передачі енергії від віброуючого актуатора дорівнюють:

$$Q_0 = F_0 \sin \omega t; \quad Q_B = 0, \quad (4.31)$$

де F_0 , ω – амплітуда і частота зовнішнього вібраційного впливу.

До системи диференціальних рівнянь у частинних похідних (4.30) входять функція Лагранжа L як різниця кінетичної T і потенціальної Π енергій системи а також функція Релея Φ (дисипативна функція), які для заданої розрахункової схеми (рисунок 4.3) визначаються наступним способом:

$$\begin{aligned} T &= \frac{1}{2} m_0 \dot{x}_0^2 + \frac{1}{2} m_B \dot{x}_B^2; \\ \Pi &= \frac{1}{2} c_L (x_0 - x_B)^2 + \frac{1}{2} c_B x_B^2; \\ \Phi &= \frac{1}{2} b_L (\dot{x}_0^2 - \dot{x}_B^2), \end{aligned} \quad (4.32)$$

де m_0 , m_B – маси штока і корзини; c_B – коефіцієнт жорсткості корзини; c_L , b_L – коефіцієнти жорсткості та демпфірування рідинного шару між п'ятою і дном корзини.

Підстановка виразів (4.32) до формули (4.30) після тотожних перетворень дозволяє записати систему диференціальних рівнянь, що описують коливання гідромеханічної системи, що розглядається:

$$\begin{cases} m_0 \frac{d^2 x_0}{dt^2} + b_L \left(\frac{dx_0}{dt} - \frac{dx_B}{dt} \right) + c_L (x_0 - x_B) = F_0 \sin \omega t; \\ m_B \frac{d^2 x_B}{dt^2} + b_L \left(\frac{dx_B}{dt} - \frac{dx_0}{dt} \right) + c_L (x_B - x_0) + c_B x_B = 0. \end{cases} \quad (4.33)$$

Перед тим, як знаходити розв'язок отриманої системи, необхідно попередньо розглянути вільні коливання консервативної системи для встановлення її власних частот. Відповідна система диференціальних рівнянь вільних коливань консервативної системи має вигляд:

$$\begin{cases} m_0 \frac{d^2 x_0}{dt^2} + c_L (x_0 - x_B) = 0; \\ m_B \frac{d^2 x_B}{dt^2} + c_L (x_B - x_0) + c_B x_B = 0, \end{cases} \quad (4.34)$$

або у модифікованому вигляді:

$$\begin{cases} \frac{d^2 x_0}{dt^2} + \alpha \mu_B \omega_L^2 (x_0 - x_B) = 0; \\ \frac{d^2 x_B}{dt^2} + \mu_B \omega_L^2 (x_B - x_0) + \omega_B^2 x_B = 0, \end{cases} \quad (4.35)$$

де $\alpha = m_B/m_0$ – відношення маси корзини m_B до маси штока m_0 ; $\mu_B = m_L/m_B$ – відношення маси рідини m_L до маси корзини m_B ; ω_B , ω_L – парціальні частоти корзини і рідинного шару, які визначаються виключно їх пружно-масовими характеристиками (рисунок 4.4):

$$\omega_B = \sqrt{\frac{c_B}{m_B}}; \quad \omega_L = \sqrt{\frac{c_L}{m_L}}. \quad (4.36)$$

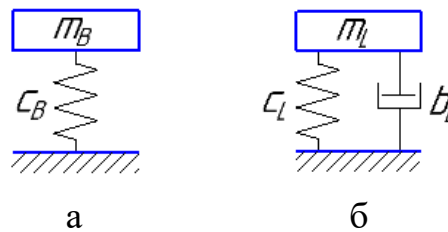


Рисунок 4.4 – Парціальні системи, пов’язані з корзиною (а) та рідинним шаром (б)

Варто зазначити, що якщо парціальна частота корзини визначається з рівнянь теорії пружності або експериментально, то парціальна частота рідинного шару підлягає оцінюванню із застосуванням теорії ідентифікації математичної моделі (4.35).

Власні частоти ω_0 гідромеханічної системи, яка описується системою диференціальних рівнянь (4.35), визначаються з характеристичного рівняння

$$D_0(\omega_0) = \begin{vmatrix} \alpha \mu_B \omega_L^2 - \omega_0^2 & -\alpha \mu_B \omega_L^2 \\ -\mu_B \omega_L^2 & \mu_B \omega_L^2 + \omega_B^2 - \omega_0^2 \end{vmatrix} = 0 \quad (4.37)$$

як корні характеристичного поліному $D_0(\omega_0)$ або наступного біквдратного алгебраїчного рівняння, аналогічного рівності (4.37):

$$D_0(\omega_0) = \omega_0^4 - [(1 + \alpha)\mu_B\omega_L^2 + \omega_B^2]\omega_0^2 + \alpha\mu_B\omega_L^2\omega_B^2 = 0. \quad (4.38)$$

Для спрощення подальших виразів останній вираз зводиться до безрозмірного вигляду:

$$D_0(\bar{\omega}_0) = \bar{\omega}_0^4 - [1 + (1 + \alpha)\bar{\omega}_L^2]\bar{\omega}_0^2 + \alpha\bar{\omega}_L^2 = 0, \quad (4.39)$$

де введені наступні позначення:

$$\bar{\omega}_0 = \frac{\omega_0}{\omega_B}; \quad \bar{\omega}_L = \sqrt{\mu_B} \frac{\omega_L}{\omega_B}. \quad (4.40)$$

Корені характеристичного рівняння (4.39) дозволяють встановити наступні вирази для двох безрозмірних критичних частот:

$$\bar{\omega}_{1,2} = \sqrt{\frac{1}{2} \left\{ 1 + (1 + \alpha)\bar{\omega}_L^2 \pm \sqrt{[1 + (1 + \alpha)\bar{\omega}_L^2]^2 - 4\alpha\bar{\omega}_L^2} \right\}}. \quad (4.41)$$

Варто зазначити, що експериментальне визначення критичної частоти $\bar{\omega}_{cr}$ як максимально наближеного до найменшої з двох власних частот

$$\bar{\omega}_{cr} = \min\{\bar{\omega}_1, \bar{\omega}_2\} \quad (4.42)$$

дозволяє з рівняння (4.39) встановити невідому парціальну частоту рідинного шару:

$$\bar{\omega}_L = \frac{\bar{\omega}_{cr}}{\sqrt{\alpha + \frac{\bar{\omega}_{cr}^2}{\bar{\omega}_{cr}^2 - 1}}}. \quad (4.43)$$

Відповідні графічні залежності наведені у додатку У для різних значень коефіцієнта α .

У розмірному вигляді з урахуванням виразів (4.40) можна отримати:

$$\omega_L = \frac{\omega_B \bar{\omega}_L}{\sqrt{m_L/m_B}}; \quad c_L = m_B \omega_B^2 \bar{\omega}_L^2. \quad (4.44)$$

Для подальшого розгляду вимушених коливань дисипативної системи у загальному вигляді, система рівнянь (4.43) зводиться до модифікованого вигляду:

$$\begin{cases} \frac{d^2 x_0}{dt^2} + 2\alpha\mu_B n_L \left(\frac{dx_0}{dt} - \frac{dx_B}{dt} \right) + \alpha\mu_B \omega_L^2 (x_0 - x_B) = f_0 \sin \omega t; \\ \frac{d^2 x_B}{dt^2} + 2\mu_B n_L \left(\frac{dx_B}{dt} - \frac{dx_0}{dt} \right) + \mu_B \omega_L^2 (x_B - x_0) + \omega_B^2 x_B = 0, \end{cases} \quad (4.45)$$

де $f_0 = F_0/m_0$ – питома амплітуда сили, віднесена до маси штока; $n_L = 0,5b_L/m_L$ – коефіцієнт згасання рідинного шару як половина відношення коефіцієнта демпфірування b_L до маси рідини m_L .

Застосування методу комплексних амплітуд, який базується на переході від дійсних функцій до їх комплексних аналогів

$$f_0 \sin \omega t \rightarrow f_0 e^{i\omega t}; \quad x_0 \rightarrow a_0 e^{i\omega t}; \quad x_B \rightarrow a_B e^{i\omega t} \quad (4.46)$$

дозволяє звести систему диференціальних рівнянь (4.45) після тотожних перетворень до наступного вигляду:

$$\begin{cases} -a_0 \omega^2 + 2\alpha\mu_B n_L i\omega (a_0 - a_B) + \alpha\mu_B \omega_L^2 (a_0 - a_B) = f_0; \\ -a_B \omega^2 + 2\mu_B n_L i\omega (a_B - a_0) + \mu_B \omega_L^2 (a_B - a_0) + \omega_B^2 a_B = 0. \end{cases} \quad (4.47)$$

Ця система алгебраїчних рівнянь відносно комплексних амплітуд a_0, a_B після введення параметрів

$$\bar{\omega} = \frac{\omega}{\omega_B}; \quad \bar{\omega}_L = \sqrt{\mu_B} \frac{\omega_L}{\omega_B}; \quad \bar{n}_L = \mu_B \frac{n_L}{\omega_B}; \quad \bar{f}_0 = \frac{f_0}{\omega_B^2} \quad (4.48)$$

може бути зведена до наступного вигляду:

$$\begin{cases} -a_0 \bar{\omega}^2 + 2i\alpha \bar{n}_L \bar{\omega} (a_0 - a_B) + \alpha \bar{\omega}_L^2 (a_0 - a_B) = \bar{f}_0; \\ -a_B \bar{\omega}^2 + 2i\bar{n}_L \bar{\omega} (a_B - a_0) + \bar{\omega}_L^2 (a_B - a_0) + a_B = 0, \end{cases} \quad (4.49)$$

або у матричній формі:

$$[\bar{D}]\{A\} = \{\bar{F}\}, \quad (4.50)$$

яка містить вектор-стовпець комплексних амплітуд $\{A\} = \{a_0, a_B\}^T$, вектор-стовпець зовнішньої дії $\{\bar{F}\} = \{\bar{f}_0, 0\}^T$, а також комплексну матрицю динамічної жорсткості:

$$[\bar{D}] = [C] + i[B] = \begin{bmatrix} \alpha \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 + 2i\alpha \bar{n}_L \bar{\omega} & -\alpha(\bar{\omega}_L^2 + 2i\bar{n}_L \bar{\omega}) \\ -(\bar{\omega}_L^2 + 2i\bar{n}_L \bar{\omega}) & 1 + \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 + 2i\bar{n}_L \bar{\omega} \end{bmatrix} \quad (4.51)$$

як сума дійсної $[\bar{C}]$ та уявної $i[\bar{B}]$ складових:

$$[\bar{C}] = \begin{bmatrix} \alpha \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 & -\alpha \bar{\omega}_L^2 \\ -\bar{\omega}_L^2 & 1 + \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 \end{bmatrix}; \quad [\bar{B}] = 2\bar{n}_L \bar{\omega} \begin{bmatrix} \alpha & -\alpha \\ -1 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.52)$$

Застосування методу оберненої матриці

$$\{A(\bar{\omega})\} = [\bar{D}(\bar{\omega})]^{-1} \{\bar{F}\} \quad (4.53)$$

дозволяє встановити наступний вираз для визначення комплексних амплітуд:

$$\begin{Bmatrix} a_0(\bar{\omega}) \\ a_B(\bar{\omega}) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha\bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 + 2i\alpha\bar{n}_L\bar{\omega} & -\alpha(\bar{\omega}_L^2 + 2i\bar{n}_L\bar{\omega}) \\ -(\bar{\omega}_L^2 + 2i\bar{n}_L\bar{\omega}) & 1 + \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 + 2i\bar{n}_L\bar{\omega} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \bar{f}_0 \\ 0 \end{Bmatrix}, \quad (4.54)$$

модулі яких визначають амплітудні частотні характеристики гідромеханічної системи:

$$A_0(\bar{\omega}) = |a_0(\bar{\omega})|; A_B(\bar{\omega}) = |a_B(\bar{\omega})|. \quad (4.55)$$

Зокрема, для випадку значення амплітуди питомої сили як добутку вібропереміщення x_a і квадрата частоти ω :

$$\bar{f}_0 = x_a \omega^2 \quad (4.56)$$

для випадку недемпфованих коливань вирази (4.53), (4.54) спрощуються:

$$\{A(\bar{\omega})\} = [\bar{C}(\bar{\omega})]^{-1}\{\bar{F}\}; \quad (4.57)$$

$$\begin{Bmatrix} a_0(\bar{\omega}) \\ a_B(\bar{\omega}) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha\bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 & -\alpha\bar{\omega}_L^2 \\ -\bar{\omega}_L^2 & 1 + \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} x_a \omega^2 \\ 0 \end{Bmatrix}, \quad (4.58)$$

а безрозмірні амплітудні частотні характеристики набувають наступного вигляду:

$$\begin{aligned} \bar{A}_0(\bar{\omega}) &= \frac{|a_0(\bar{\omega})|}{x_a \omega_B^2} = \left| \frac{(\bar{\omega}^2 - \bar{\omega}_L^2 - 1)}{\bar{\omega}^4 - [1 + (1 + \alpha)\bar{\omega}_L^2]\bar{\omega}^2 + \alpha\bar{\omega}_L^2} \right| \bar{\omega}^2; \\ \bar{A}_B(\bar{\omega}) &= \frac{|a_B(\bar{\omega})|}{x_a \omega_B^2} = \frac{\bar{\omega}_L^2 \bar{\omega}^2}{|\bar{\omega}^4 - [1 + (1 + \alpha)\bar{\omega}_L^2]\bar{\omega}^2 + \alpha\bar{\omega}_L^2|}. \end{aligned} \quad (4.59)$$

Для прикладу розрахунку у додатку У наведені безрозмірні амплітудні частотні характеристики як консервативної системи, так і демпфованої системи для значень $\alpha = \bar{\omega}_L = 1$ та $\bar{n}_L = 0,05$. Варто зазначити, що невідомий безрозмірний коефіцієнт згасання \bar{n}_L може бути визначений експериментально за значенням амплітуди демпфованих коливань dna корзини на резонансному режимі роботи віброгранулятора. При перевищенні частотою коливань актуатора критичної частоти відбувається зниження амплітуди вимушених коливань. Так, аналіз залежності (4.59) показує, що явище антирезонансу настає на частоті, яка визначається за наступною формулою:

$$\bar{\omega}^* = \sqrt{1 + \bar{\omega}_L^2}, \quad (4.60)$$

або з урахуванням виразів (4.48) – у розмірному вигляді:

$$\omega^* = \sqrt{\omega_B^2 + \frac{m_L}{m_B} \omega_L^2}. \quad (4.61)$$

Нижче буде показано, що частота антирезонансу дорівнює власній частоті парціальної системи, пов'язаної з коливаннями корзини віброгранулятора.

За відносно незначних інерційних характеристик штока та відомого закону коливань штока, практичний інтерес представляє розгляд парціальної системи, пов'язаної з коливаннями корзини віброгранулятора з урахуванням рідинного шару і кінематичного збурення за рахунок віброуючої п'яти (рисунок 4.5).

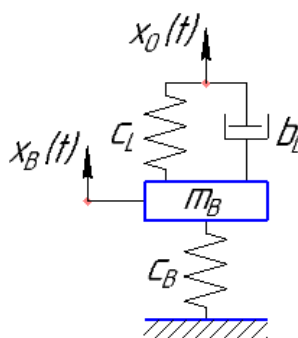


Рисунок 4.5 – Парціальна система, пов'язана з коливаннями корзини

При цьому, математична модель описується другим рівнянням системи (4.47), яке можна переписати у наступному вигляді:

$$\frac{d^2 x_B}{dt^2} + 2\mu_B n_L \frac{dx_B}{dt} + (\omega_B^2 + \mu_B \omega_L^2) x_B = \mu_B \left(2n_L \frac{dx_0}{dt} + \omega_L^2 x_0 \right), \quad (4.62)$$

Беручи до уваги коливальний закон руху п'яти віброгранулятора у вигляді

$$x_0(t) = x_a \sin \omega t, \quad (4.63)$$

та застосовуючи метод комплексних амплітуд з відповідним переходом до комплексних величин

$$x_a \sin \omega t \rightarrow x_a e^{i\omega t}; \quad x_B \rightarrow a_B e^{i\omega t} \quad (4.64)$$

дозволяє звести систему диференціальних рівнянь (4.62) до вигляду:

$$(\omega_B^2 + \mu_B \omega_L^2 - \omega^2 + 2\mu_B n_L i\omega) a_B = (\mu_B \omega_L^2 + 2\mu_B n_L i\omega) a_a. \quad (4.65)$$

Отриманий вираз після введення параметрів

$$\bar{a}_B = \frac{a_B}{a_a}; \quad \bar{\omega} = \frac{\omega}{\omega_B}; \quad \bar{\omega}_L = \sqrt{\mu_B} \frac{\omega_L}{\omega_B}; \quad \bar{n}_L = \mu_B \frac{n_L}{\omega_B} \quad (4.66)$$

дозволяє встановити вираз для комплексної частотної передаточної функції:

$$\bar{a}_B(\bar{\omega}) = \frac{\bar{\omega}_L^2 + 2i\bar{n}_L \bar{\omega}}{1 + \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2 + 2i\bar{n}_L \bar{\omega}}, \quad (4.67)$$

модуль якої є амплітудною частотною характеристикою системи:

$$\bar{A}_B(\bar{\omega}) = |\bar{a}_B(\bar{\omega})| = \sqrt{\frac{\bar{\omega}_L^4 + (2\bar{n}_L\bar{\omega})^2}{(1 + \bar{\omega}_L^2 - \bar{\omega}^2)^2 + (2\bar{n}_L\bar{\omega})^2}}. \quad (4.68)$$

При цьому, власна частота вільних недемпфованих коливань визначається за формулою (4.60) як $\bar{\omega}_0 = \bar{\omega}^*$. При цьому, аналогічно до виразу (4.43) значення частоти $\bar{\omega}_L$:

$$\bar{\omega}_L = \sqrt{\bar{\omega}_0^2 - 1}, \quad (4.69)$$

або у розмірних величинах:

$$\omega_L = \sqrt{\frac{m_B}{m_L}(\omega_0^2 - \omega_B^2)}; \quad c_L = m_B(\omega_0^2 - \omega_B^2). \quad (4.70)$$

Безрозмірний коефіцієнт згасання \bar{n}_L також може бути визначений експериментально за значенням амплітуди демпфованих коливань дна корзини на резонансному режимі роботи віброгранулятора, що показано у додатку У. Зокрема, для резонансної частоти безрозмірна амплітуда коливань становить:

$$\bar{A}_B^{res} = \bar{A}_B(\bar{\omega}_0) = \frac{\sqrt{\bar{\omega}_L^4 + (2\bar{n}_L\bar{\omega}_0)^2}}{2\bar{n}_L\bar{\omega}_0}, \quad (4.71)$$

звідки визначається невідомий коефіцієнт:

$$\bar{n}_L = 0,5 \frac{\bar{\omega}_L^2/\bar{\omega}_0}{\sqrt{(\bar{A}_B^{res})^2 - 1}}. \quad (4.72)$$

4.3 Вплив характеристик привода на надійність грануляційного обладнання

Створення нових гранульованих матеріалів у активному гідродинамічному середовищі здійснюється із використанням високоефективного грануляційного обладнання. Зокрема, вібраційні гранулятори широко розповсюджені у багатьох галузях промисловості [144], оскільки вони дозволяють отримати гранульований матеріал, який має високу питому поверхню, можливість довгострокового зберігання, дозування тощо [148].

Останнім часом достатньо поширеними є дослідження вібраційних грануляторів і приллерів, спрямовані на визначення впливу частот коливань на ефективність робочого процесу. У зв'язку із цим, кафедрою процесів та обладнання хімічних і нафтопереробних виробництв Сумського державного університету були розроблені віброгранулятори виробництва азотних добрив. У результаті проведених досліджень було встановлено вплив характеристик вібрації і витрат рідини через отвори на зміну тиску в струмені розплаву, що дозволяє прогнозувати параметри розпаду струменів з метою отримання монодисперсних крапель, в наслідок чого підвищується якість готового продукту. Зокрема, був розглянутий аналогічний приллер, and проведені дослідження дали змогу встановити зв'язок між розташуванням джерела вимушених коливань у внутрішньому просторі вібраційного гранулятора на діаметр крапель та супутникових крапель у процесі розпаду рідких струменів, і як наслідок покращити якість одержаної продукції та мінімізувати втрати цільового продукту. Також була розглянута проблема забруднення перфорованих отворів віброгрануляторів, у результаті чого було запропоновано накладати високочастотні коливання на перфороване днище приллера. Отже, вібраційний вплив на середовище та конструктивні елементи віброгрануляторів є найважливішим критерієм для забезпечення їх надійної та ефективної роботи.

Варто зазначити, що вібраційний вплив на середовище залежить також від плавної передачі руху від електродвигуна до актуатора. У обладнанні, що

виробляється світовими підприємствами з виробництва прилерів, зокрема, компаніями “Kreber”, “KCVT Ltd.”, «НИИХММАШ» тощо, диспергування здійснюється як за рахунок взаємодії струменя рідини з газовим потоком, так і за рахунок вібрацій, що передаються від актуатора до робочого середовища і корзини. Для цього використовуються, зокрема, зубчасті передачі.

Проте, у процесі роботи зубчастих передач може виникати биття унаслідок входження кожного наступного зуба шестерні та колеса в зачеплення, негативно впливає на роботу актуатора та віброгранулятора у цілому. Такий внесок у вібраційний вплив на середовище може значно погіршити ефективність процесу віброгрануляції та якість цільового продукту. При цьому, питання передачі вібрації приводом із зубчатими зачепленнями є не до кінця розв’язаною проблемою з огляду її складність і міждисциплінарний характер. Таким чином, головною метою цієї роботи є дослідження можливостей усунення вищезазначеної проблеми за рахунок забезпечення плавності роботи зубчастої пари та мінімізації биття.

Для забезпечення плавного зачеплення та мінімізації биття використовуються конічні зубчасті передачі з круговою лінією зуба. Одним із видів конічних передач з круговою лінією зуба є передачі з двояко випуклими та двояко ввігнутими зубами, при цьому шестерня зазвичай виготовляється з двояко випуклими, а колесо з двояко ввігнутими зубами. Основною перевагою таких передач є зменшення контактних навантажень і збільшення плавності ходу за рахунок того що вони мають різну кривизну у двох напрямках. Конструкції таких передач були запропоновані А. Самойловим і В. Онищенком. Відповідні дослідження було проведено Є. Сребною, А. Кузнецовою та В. Клименком.

Аналіз параметрів зубчастого зачеплення можливо провести за допомогою програмний комплексів, що реалізують метод скінчених елементів. Так у роботі [551] проводиться моделювання зубчастої передачі за допомогою методу скінчених елементів та визначаються контактні навантаження на стандартній і модифіковані моделі зуба вздовж всієї поверхні контакту і визначається вплив

форми бічної поверхні зуба на швидкість зміни контактних навантажень та швидкість обертання колеса.

В роботі [552] представлено дослідження зубчатої передачі, яке було проведено за допомогою програмного комплексу ANSYS Workbench 12.1. Метою дослідження було визначення максимальних та мінімальних контактних навантажень на поверхнях зубів для трьох матеріалів – чавуну, середньовуглецевої сталі та високовуглецевої сталі, а також для трьох форм отворів для зменшення навантаження, круглого, еліптичного та “aerofin” отворів. В дослідженні [553] було проведено моделювання циліндричної прямозубої передачі за допомогою FEM у програмному комплексі ANSYS. У результаті досліджень були визначені контактні навантаження на бічній поверхні зуба, результати моделювань були підтверджені теоретичними розрахунками. В роботі [554] представлено моделювання циліндричної косозубої передачі трансмісії за допомогою програмного комплексу ANSYS Workbench та FEA. Зроблено висновок, що підвищення потужності гелікоїдної пари зубчастої передачі супроводжується зростанням згинальних напружень і сили зчеплення.

У праці [555] проведений аналіз пари циліндричних косозубих коліс за допомогою FEM tool Altair OptiStruct solver. При моделюванні даної зубчатої передачі були визначені навантаження для нержавіючої сталі та Nylon 66. У роботі [556] представлено моделювання циліндричної косозубої передачі за допомогою FEA у програмному комплексі ANSYS. Результати, отримані від ANSYS при порівнянні з процедурою AGMA, показують, що існує невелике відхилення у 4.3 %. Також було висунуто твердження, що прогнозування значень навантаження згину при будь-якому необхідному модулі і ширині торця за допомогою ANSYS є достовірним для зубчатих передач. У роботі [557] представлено дослідження циліндричного зубчатого колеса за допомогою FEA ANSYS. Максимальне еквівалентне навантаження зубця та деформація зубця було визначено у результаті проведених моделювань. У дослідженні [558] проведено комп'ютерні моделювання циліндричного зубчатого колеса у програмному комплексі ANSYS Workbench 14.0, у результаті яких визначені

навантаження згину для трьох різних обертальних моментів, при цьому була визначена деформація головки зуба (tooth tip).

Існує велика кількість робіт, присвячена профілюванню та їх удосконаленню зубчастих коліс і відповідних зубчастих зчеплень. Зокрема, робота [559] присвячена при діагностиці несправностей машин на основі теорії Демпстера–Шафера. У роботі [560] була використана методика класифікації синтезу даних штучною нейронною мережею для виявлення несправностей двигуна індукційного типу. Математична модель руху частинок по спіральній поверхні була розроблена в науковій праці [246]. Стаття [561] присвячена забезпеченню надійності поверхонь металевих деталей на основі легування. У дослідженні [562] була запропонована відповідна математична модель зміцнення поверхонь методом електроерозійного легування. Також у статті [563] розроблено методику забезпечення режимів шліфування профілів зубців для забезпечення рівномірності поля залишкових температурних напружень. Нарешті, наукові роботи в галузі забезпечення надійності технологічного обладнання в суміжних сферах досліджень наведені нижче. Зокрема, у статтях [147, 149, 564] представлено комплексний аналіз обладнання з комбінованим тепло- і масообміном, а також сучасні тенденції у розробленні відповідних високопродуктивних технологій.

Ураховуючи вищесказане, було запропоновано перевіряти плавність ходу, величину биття, визначити поверхню контакту і контактні навантаження, а також дослідити жорсткість зубів на створених 3D моделях зубчастої пари, за розмірами розрахованими по стандартним методикам та їх вдосконалення ще до їх виготовлення.

Виходячи з проведеного літературного огляду можна стверджувати, що використання методу FEA є доцільним для дослідження зубчастих коліс, визначення контактних навантажень, навантажень згину, жорсткості та деформацій. Тому для проведення аналізу параметрів зубчастого зачеплення був обраний програмний комплекс ANSYS WorkBench, а саме його модулю LS-

DYNA, що заснований на методі скінченних елементів та зазвичай використовується для швидкоплинних процесів.

Підвищення плавності ходу та зменшення биття можливе за рахунок високоточного проектування та виготовлення зубчатої передачі. Для досягнення високої ступені точності розмірів, що контролюються та вимірюються, а саме товщина зуба у вимірювальному перерізі та висота до хорди у вимірювальному перерізі, шестерні та колеса такої передачі, їх виготовляють на фрезерних ЧПУ станках. Створення 3D моделі двояко випуклої шестерні та двояко ввігнутого колеса для ЧПУ станків також пов'язане з рядом труднощів. Particularly, CAD software “Autodesk Inventor” and the module “Вали і механічні передачі” of “КОМРАС-3D” дозволяють провести геометричний розрахунок, за результатами якого можна автоматично побудувати 3D моделі типових конічних зубчатих передач, а також локалізувати поверхні контакту, що дозволить досягти необхідну точність при виготовленні колеса та шестерні на станках ЧПУ.

У програмі KissSOFT є більш широкий вибір типів зубчатих передач, та можливість їх точного розрахунку і автоматичної побудови 3D моделей, а також передбачена можливість модифікації поверхонь зубів. Але у вищевказаних програмах на даний час не запропоновано достовірних методик або алгоритмів розрахунку геометричних параметрів та створення 3D моделей конічних передач з двояко випуклими та двояко ввігнутим зубами, тому 3D моделі необхідно будувати вручну. Це зменшує ймовірність отримання точних геометричних розмірів передачі і поверхонь контакту бічних поверхонь зубів, а також працездатної готової зубчатої передачі. Тому після етапу створення 3D моделі такої зубчатої передачі необхідно провести розрахунок жорсткості зубців. Для дослідження динаміки зубчатої передачі необхідно оцінити вплив форми профілю зуба на жорсткість контакту в зоні навантаження.

У зв'язку з ішезазначеним, для дослідження конічного зубчастого зачеплення з двояко-випуклою та двояко ввігнутою геометрією зуба було використано програмний комплекс ANSYS Workbench, а саме його модуль Explicit Dynamics. Звичайно, що першим етапом було побудова тривимірної

розрахункової геометрії, як зазначалось вище автоматична її генерація за допомогою КОМПАС 3D та KissSOFT не можлива. Саме тому виконаємо побудову в декілька кроків.

На першому етапі побудуються три вихідних контури зуба відповідно до стандарта “Basic requirements for interchangeability. Gearings conical with circular gears. Basic rack”, а саме в вимірному перетині, при цьому враховуючи для: шестерні тільки випуклу його частину, та симетрично відображаючи його відносно осі; для колеса тільки вігнуту його частину симетрично відображаючи відносно осі. Другий етап присвячено об’єднанню цих контурів, враховуючи геометрію фрези, за допомогою якої формуються бокові поверхні зубів. На завершальному етапі будується основне тіло колеса. Отримана розрахункова геометрія наведена у додатку У.

Наступним етапом дослідження динаміки зубчастих коліс являється побудова скінчено елементної розрахункової сітки. Особливу увагу необхідно приділити зоні контакту зубчастих коліс. Для цього був використаний інструмент Contact Sizing. За допомогою якого в зоні контакту максимальний розмір елемента був заданий 1 мм. В загальних налаштуваннях був обраний метод побудови скінченно елементної розрахункової сітки Curvature, з середнім розміром елемента 5 мм.

Третім етапом було налаштування контакту. Тип якого був обраний Frictional, коефіцієнт тертя задавався 0.15; формулювання – Augmentad Lagrange. Також був налаштований Body interaction (Type - Frictional). В якості граничних умов було обрано закріплення ступиці коліс по всім ступеням свободи крім обертового навколо осі. Частота обертання шестерні 250 Гц відповідає діапазону роботи актуатора віброгранулятора.

Одним з важливих елементів розрахунку являється налаштування Analysis Settings: Maximum Numbers of Cycles: $1 \cdot 10^7$; End Time – 28 ms (час одного повного оберту); Solver Type – Low Velocity.

У результаті моделювання у модулі LS-DYNA of the ANSYS software, отримано ізоповерхності переміщень, наведені у додатку У.

Також для перевірки зачеплення зубчастої пари доцільним є аналіз не лише площі контактної поверхні, а й осередненої сили по контактній поверхні від часу. При цьому закусування зубців не спостерігається, а процес взаємодії зубчастих коліс умовно можна розділити на два етапи. На першому етапі відбувається вихід на стаціонарний режим, при якому сила контактної взаємодії має меншу амплітуду порівняно з наступним етапом. Під час другого етапу, відбувається нормальна робота зубчастої пари. При виході зубчастої пари на робочий режим, збільшується амплітуда коливання контактної сили з подальшим різким її зменшенням. При цьому з'являється ділянка незначного стрибка контактної сили порівняно з основною амплітудою.

Таким чином, у роботі показано, що нестаціонарна контактна сила, що виникає у процесі зчеплення зубців зубчастої передачі, має періодичну, пилоподібну форму. Цей результат свідчить про наявність полігармонічного response, основна гармоніка якого має частоту, що дорівнює добутку частоти обертання шестерні і кількості зубців. Більше того, поряд із основною гармонікою, присутні явно виражені супергармоніки у частотного спектра. Ці складові контактної сили негативно впливають на монодисперсність гранул, отримуваних у вібраційному грануляторі.

Таким чином, наявність явного полігармонічного response та неможливість гнучкого регулювання процесу обумовлює недоцільність застосування зубчастих коліс як приводів віброприлерів. Проте, більш гнучкі, клино-ремінні передачі позбавлені вищезазначених недоліків та можуть застосовуватись як надійні приводи, які надійно зарекомендували себе на ринку грануляційного обладнання і успішно впроваджені у практику розроблення грануляційного обладнання на кафедрі процесів та обладнання хімічних і нафтопереробних виробництв Сумського державного університету.

4.4 Теоретичні основи моделювання динамічного стану ротора обертового віброгранулятора

4.4.1 Визначення критичних частот

Постійне зростання робочих параметрів сучасного обладнання, що використовує енергію обертання ротора вимагає проведення більш точного моделювання процесу для оцінювання вібраційної надійності. При цьому, необхідно розробляти нові підходи і відповідні методики розрахунку [565].

Проблема визначення критичних частот зводиться до визначення власних значень ω_i глобальної матриці динамічної жорсткості [566]:

$$[D] = [C] - \omega^2[M], \quad (4.73)$$

де $[C]$, $[M]$ – глобальні матриці жорсткості та інерції, сформовані на основі локальних матриць шляхом додавання числових значень по спільних вузлах [567]:

$$[C]_{ij} = \sum_{k=1}^n [C_e]_{ij}^{(k)}, \quad [M]_{ij} = \sum_{k=1}^n [M_e]_{ij}^{(k)}. \quad (4.74)$$

Локальні матриці жорсткості $[C(\omega)]_e$ та інерції $[M]_e$ двовузлових скінченних елементів з чотирма ступенями вільності, що відповідають поперечним переміщенням вузлів і кутам обертання відносно них визначаються за наступними формулами [353]:

$$[C(\omega)]_e = \frac{EI}{l^3} \begin{bmatrix} 12 + c(\omega) & 6l & -12 & 6l \\ 6l & 4l^2 & -6l & 2l^2 \\ -12 & -6l & 12 & -6l \\ 6l & 2l^2 & -6l & 4l^2 \end{bmatrix}; \quad [M]_e = \frac{m}{420} \begin{bmatrix} 156 + m_0 & 22l & 54 & -13l \\ 22l & 4l^2 - k_g & 13l & -3l^2 \\ 54 & 13l & 156 & 22l \\ -13l & -3l^2 & 22l & 4l^2 \end{bmatrix} \quad (4.75)$$

де E – модуль пружності першого роду (модуль Юнга), Н/м²; $I = \pi(D^4 - d^4)/64$ – момент інерції поперечного перерізу, м⁴; D, d – зовнішній і внутрішній діаметри поперечного перерізу, м; l – довжина елемента, м; $c(\omega)$ – жорсткість підшипникової опори, Н/м; $m = \pi\rho l(D^2 - d^2)/4$ – маса скінченного елемента, кг; m_0 – маса насадних деталей, кг; ρ – густина матеріалу, кг/м³; $k_g = 420\{(D^2 + d^2)/16 + l^2/3 + I_g/m\}$ – параметр, що враховує гіроскопічний момент інерції I_g насадних деталей, кг·м².

Варто зазначити, що аналітична залежність для створення математичних моделей вільних і вимушених коливань ротора пропонується з урахуванням наступного виразу для жорсткісної характеристики:

$$c = c_0 + \alpha\omega^2, \quad (4.76)$$

де c – коефіцієнт жорсткості підшипникової опори, Н/м; ω – частота обертання ротора, рад/с; c_0 – коефіцієнт жорсткості для випадку «нульової» частоти обертання, коли $\omega = 0$; α – оцінюваний параметр, Н·с²/м.

Оцінювання невідомого коефіцієнта α здійснюється із застосуванням процедури лінійної регресії відповідно до наступної формули [266]:

$$\alpha = \frac{\sum_{k=1}^n (c_k - c_0)\omega_k^2}{\sum_{k=1}^n \omega_k^4}, \quad (4.77)$$

де c_k – жорсткість опори, визначена у результаті числового моделювання для частоти обертання ω_k ; k – номер експериментальної точки ($k = 1, 2, \dots, n$); n – загальна кількість експериментальних точок.

Числовий розрахунок критичних частот ротора полягає у визначенні коренів частотного рівняння:

$$\det([C(\omega)] - \omega^2 [M]) = 0 \quad (4.78)$$

4.4.2 Дослідження вимушених коливань

Задача оцінювання амплітуд сил при коливаннях роторних систем зводиться до визначення вектора-стовпця $\{A\}$ як розв'язку наступного матричного рівняння:

$$[D]\{A\} = \{F\}, \quad (4.79)$$

де $[D]$ – глобальна матриця динамічної жорсткості:

$$[D] = [K] - \omega^2([M] - [C]), \quad (4.80)$$

а $[C]$ – глобальна матриця коефіцієнтів жорсткості підшипникових опор.

Варто зазначити, що у випадку нелінійних жорсткостей слід застосовувати вираз:

$$c = \frac{\partial R}{\partial y} \quad (4.81)$$

де R – сила реакції опори; y – відповідне переміщення.

У цьому випадку лінійна радіальна жорсткість опори може бути наближено подана як тангенс початкового кута нахилу кривої “сила – переміщення” [266]:

$$c_0 = \left(\frac{\partial R}{\partial y} \right)_0. \quad (4.82)$$

У результаті вектор-стовпець амплітуд коливань ротора визначається за методом оберненої матриці:

$$\{A\} = [D]^{-1}\{F\}. \quad (4.83)$$

4.5 Висновки до четвертого розділу

Таким чином, у четвертому розділі проведено теоретичні дослідження з удосконалення основ гідромеханічних процесів віброгрануляції. Підтверджено попередньо отриманий розподіл радіальної швидкості по радіусу краплі. Додатково встановлено, що залежно від частотних характеристик вібраційного впливу існує декілька режимів коливань краплі. При цьому одержано аналітичний вираз для визначення границі переходу між цими режимами.

Створено уточнену математичну модель процесу віброгрануляції, яка описує процес передачі енергії від актуатора до корзини віброгранулятора з урахуванням рідинного шару між резонатором і днищем корзини. Побудовано амплітудні частотні характеристики гідромеханічної системи, а також створена методика ідентифікації жорсткісних та демпфуючих характеристик.

Досліджено вплив динамічних характеристик приводу на надійність грануляційного обладнання. У результаті показано, що нестационарна контактна сила, що виникає у процесі зчеплення зубців зубчастої передачі, має періодичну, пилоподібну форму. Цей результат свідчить про необхідність застосування більш гнучких, зокрема клиноремінних передач, позбавлених вищезазначених недоліків. Останні надійно зарекомендували себе на ринку грануляційного обладнання і успішно впроваджені у практику розроблення грануляційного обладнання.

Додатково викладені теоретичні основи моделювання динамічного стану ротора обертового віброгранулятора з огляду на дослідження його вільних і вимушених коливань у підшипникових опорах, характеристики яких визначають вібраційну надійність роторної системи.

Наукові результати, представлені у розділі, висвітлені у працях [1, 5, 17, 19, 22] із переліку наукових праць, в яких опубліковані основні результати дисертації, та у працях [44, 45] із переліку наукових праць, які додатково відображають наукові результати дисертації.

РОЗДІЛ 5

НАУКОВІ ОСНОВИ ВТОРИННИХ ПРОЦЕСІВ СЕПАРАЦІЇ І ТЕПЛОМАСООБМІНУ

5.1 Гідродинаміка вловленої рідини зі сполученим теплообміном

5.1.1 Математичне моделювання процесу стікання плівки вловленої рідини у тривимірній постановці

Розглядається потік плівкової рідини на вертикальній поверхні каналу з газокраплинним потоком. Плівка стікає під дією сили тяжіння, взаємодіючи при цьому зі стінкою та газодисперсним потоком. Опис потоку рідини здійснюється за допомогою системи рівнянь Нав'є–Стокса [568] і нерозривності [569] для компонент швидкості $V = (u, v, w)$, м/с:

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = \rho g - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \nabla^2 u + \frac{1}{3} \mu \frac{\partial}{\partial x} \operatorname{div} V; \\ \rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \nabla^2 v + \frac{1}{3} \mu \frac{\partial}{\partial y} \operatorname{div} V; \\ \rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = - \frac{\partial p}{\partial z} + \mu \nabla^2 w + \frac{1}{3} \mu \frac{\partial}{\partial z} \operatorname{div} V; \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} + \frac{\partial \rho w}{\partial z} = 0, \end{array} \right. \quad (5.1)$$

де ρ – густина рідини, кг/м³; μ – динамічна в'язкість рідини, Па·с; p – тиск, Па; g – прискорення вільного падіння, м/с².

Для розв'язання вищезазначеної системи рівнянь застосовуються наступні спрощення і припущення:

- 1) рідина не стискається, а процес її руху ізотермічний ($\rho = \text{const}$; $\operatorname{div} V = 0$);
- 2) потік плівки рідини розглядається на вертикальній поверхні сепараційного каналу з урахуванням тертя між фазами, відповідно плівка не тече вертикально вниз, а під деяким кутом до вертикального напрямку. Тому потік

плівки подається у напрямках осей x та z . Ці осі спрямовані вниз і вздовж стінки відповідно. Розрахункова схема представлена на рисунку 5.1;

3) розглядається стаціонарна задача ($\frac{\partial u}{\partial t} = 0; \frac{\partial v}{\partial t} = 0; \frac{\partial w}{\partial t} = 0; \frac{\partial \rho}{\partial t} = 0$), а також за замовчуванням хвилеутворення не спостерігається;

4) товщина плівки δ змінюється по довжині L і висоті H каналу. При цьому товщина є достатньо малою порівняно з геометрією каналу довжиною ($\delta \ll \min\{L, H\}$). Через вищезазначене компонента швидкості плівки рідини в напрямку, нормальному до поверхні, є незначним порівняно з компонентами за основними напрямками потоку. Таким чином, рух рідкої плівки розглядається відносно двох координатних осей, а саме x і z , спрямованих відповідно по висоті та довжині каналу відповідно;

5) вертикальний градієнт тиску є незначним ($\frac{\partial p}{\partial x} = 0$).

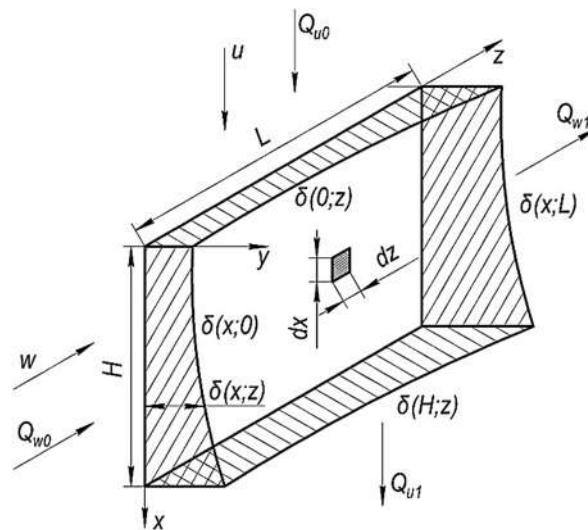


Рисунок 5.1 – Розрахункова схема стікання плівкової рідини

Наступним кроком після застосування спрощень і припущень у системі (5.1) є оцінювання впливовості компонентів [570], що входять до отриманої системи. У результаті можна отримати систему диференціальних рівнянь:

$$\begin{cases} \rho \left(u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = \rho g + \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}; \\ 0 = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}; \\ \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0. \end{cases} \quad (5.2)$$

Рівняння для компоненти швидкості u знаходиться, розглядаючи перше рівняння системи. Припустимо, що профіль швидкості виражається поліномом третього ступеня [571] відносно координати y , вертикальна швидкість на стінці дорівнює нулю ($u|_{y=0} = 0$). Таким чином маємо:

$$u(x, y, z) = a(x, z)y + b(x, z)y^2 + c(x, z)y^3. \quad (5.3)$$

Невідомі коефіцієнти у виразі (5.3) визначаються за допомогою наступної граничної умови: вертикальна компонента дотичних напружень дорівнює нулю [572]: $\frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=\delta(x,z)} = 0$.

Вираз для компоненти швидкості u після отримання значень коефіцієнтів і тотожних перетворень набуває вигляду:

$$u = \frac{g}{\vartheta} y \left(\delta - \frac{y}{2} \right) + cy(y^2 - 3\delta^2). \quad (5.4)$$

Друге рівняння системи (5.2) використовується для визначення компонента швидкості w , спрямованого вниз по стінці, по якій стікає плівка. Наступне співвідношення відповідає потоку плівки без хвилеутворення, описуючи рух під дією сили тяжіння, що значно перевищує сили інерції. Так, для ламінарного режиму [573] матимемо:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = - \left(1 - \frac{\rho_{mix}}{\rho} \right) g, \quad (5.5)$$

де ρ_{mix} – густина газокраплинної суміші, кг/м³.

Вищенаведений вираз підставляється до другого рівняння системи (5.2) з урахуванням позначення $k = \left(1 - \frac{\rho_{mix}}{\rho}\right)$, інтегрується і тотожно перетворюється.

У результаті такий підхід дозволяє отримати наступний вираз:

$$w = \left[\frac{\tau}{\mu} + \frac{kg}{\vartheta} \left(\delta - \frac{y}{2} \right) \right] y. \quad (5.6)$$

Варто зазначити, що вираз (4.6) також ураховує граничну умову $w|_{y=0} = 0$, а також умову міжфазного тертя на поверхні плівки $\mu \frac{\partial w}{\partial y} \Big|_{y=\delta} = \tau$.

Рівняння для товщини плівки знаходиться шляхом підстановки отриманих виразів для компонент швидкості (5.4) та (5.6) до останнього рівняння системи (5.2) – рівняння нерозривності. У результаті перетворень маємо:

$$\frac{g}{\vartheta} \frac{\partial \delta}{\partial x} - 3 \frac{\partial}{\partial x} (c \delta^2) + \frac{kg}{\vartheta} \frac{\partial \delta}{\partial z} = 0. \quad (5.7)$$

Невідомий коефіцієнт c , що міститься у формулах (5.1.4) та (5.1.7) визначає характер залежності товщини рідинної плівки уздовж координат x , z . Допускаючи, що залежність для товщини δ є добутком окремих функцій координат x і z , а саме $U(x)$ та $W(z)$, маємо

$$\delta(x, z) = U(x)W(z). \quad (5.8)$$

Результат множення двох функцій (5.8) вводиться як товщина плівки у виразі (5.7):

$$\frac{g}{\vartheta} \frac{U'_x}{U} - 3UW \frac{\partial c}{\partial x} - 6cU'_x W + k \frac{g}{\vartheta} \frac{W'_z}{W} = 0. \quad (5.9)$$

Алгебраїчна сума в рівнянні (5.9) дорівнює нулю, тому його можна розділити на два окремих рівняння. Перший з них має вигляд:

$$\frac{g}{\vartheta} \frac{U_x'}{U} = -k \frac{g}{\vartheta} \frac{W_z'}{W}. \quad (5.10)$$

Оскільки $\frac{g}{\vartheta} \frac{U_x'}{U} = -k \frac{g}{\vartheta} \frac{W_z'}{W} = \text{const}$, вищевказане рівняння можна записати як результат множення двох констант $\frac{-g}{\vartheta} \cdot c_3$, одна з яких (c_3) є невідомою. Таким чином, це рівняння можна розділити на два диференціальних рівняння. У результаті їх розв'язання можна остаточно отримати:

$$\delta = \delta_0 e^{c_3 \left(\frac{z}{k} - x \right)}, \quad (5.11)$$

де $\delta_0 = c_4 c_5$ – товщина рідинної плівки у початковій точці: $\delta_0 = \delta(0; 0)$.

Друге рівняння, отримане після ділення на дві частини виразу (5.9) з його від'ємними членами, має вигляд:

$$3UW \frac{\partial c}{\partial x} = -6cU_x'W. \quad (5.12)$$

Наступним кроком є інтегрування рівняння (5.12) після розділення змінних та урахування $\frac{U_x'}{U} = c_3$:

$$c(x, z) = c_0(z) e^{-2c_3 x}, \quad (5.13)$$

де $c_0(z)$ – значення константи на початку вловленої плівки рідини, яка міститься у виразі для вертикальної компоненти швидкості.

Невідома константа c_3 у формулах (5.11) і (5.13) визначається шляхом вибору елементарної площі з розмірами $dx \times dz$ та з послідовним використанням рівняння імпульсу у проекції на вісь x [574]:

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^\delta u^2 dy - g\delta = -v \left. \frac{\partial u}{\partial y} \right|_{y=0}. \quad (5.14)$$

Рівняння (5.14) інтегрується по координаті y та диференціюється по координаті x . Ураховуючи вищевикладене, вираз для вертикальної компоненти швидкості u та значення його похідної по координаті y на стінці становить $\left. \frac{\partial u}{\partial y} \right|_{y=0} = \frac{g\delta}{v} - 3c\delta^2$. Таким чином:

$$\left(\frac{2}{3} \frac{g^2}{v} \delta^2 - \frac{61}{10} c \frac{g\delta^3}{v} + \frac{68}{5} c^2 \delta^4 \right) \frac{\partial \delta}{\partial x} + \left(\frac{136}{35} c \delta^5 - \frac{61}{60} \frac{g\delta^4}{v} \right) \frac{\partial c}{\partial x} = 3vc. \quad (5.15)$$

Вищевказане рівняння використовується для отримання квадратичного рівняння відносно параметра c_0 шляхом підстановки товщини плівки δ , константи c і вираження компонента вертикальної швидкості з подальшим усередненням виразу по висоті стінки H та урахуванням другої чудової границі [575]:

$$c_0^2 \frac{612}{35} \delta_0^5 e^{5c_3 \frac{z}{k}} c_3 + c_0 \left(3v - \frac{427}{60} \frac{g}{v} \delta_0^4 c_3 e^{4c_3 \frac{z}{k}} \right) + \frac{2}{3} \frac{g^2}{v^2} \delta_0^2 e^{2c_3 \frac{z}{k}} = 0. \quad (5.16)$$

Це рівняння має два кореня. Випадок $3v \ll \frac{427}{60} \frac{g}{v} \delta_0^4 c_3 e^{4c_3 \frac{z}{k}}$ у подальшій розробці моделі дозволяє значно спростити аналітичні вирази коренів цього рівняння. У результаті корені рівняння (5.16) набувають дійсних значень (умова задоволення фізичному змісту проблеми) за умови $z \geq \frac{k}{c_3} \ln \frac{0,921}{c_3 \delta_0}$. У результаті умова $c_3 \delta_0 \geq 0,921$ має бути задоволена додатним значенням координати z у напрямку потоку (починаючи з початкового перерізу). Одна з відповідних вимог щодо коренів рівняння (5.16) наступної форми після її лінеаризації відносно координати z (для випадку $c_3 \delta_0 \gg 0,921$):

$$c_0(z) \approx 0,093 \frac{g}{vc_3\delta_0^2} \left(1 - \frac{2c_3}{k} z\right). \quad (5.17)$$

Остаточне рівняння для вертикальної компоненти швидкості u має вигляд:

$$u(x, y, z) = \frac{g}{g} y \left[\delta - \frac{y}{2} + \frac{0,093}{c_3\delta_0^2} (y^2 - 3\delta^2) \left(1 - \frac{2c_3}{k} z\right) e^{-2c_3x} \right]. \quad (5.18)$$

Константа c_3 є невідомою. Вона входить до виразів для вертикальної складової швидкості та товщини стікаючої плівки рідини. Її можна знайти з рівняння балансу витрат [576]:

$$Q_{u0} + Q_{w0} = Q_{u1} + Q_{w1}, \quad (5.19)$$

де Q_{u0} – витрати рідини на вході зверху; Q_{w0} – витрати рідини на вході у горизонтальному напрямі; Q_{u1} – витрати рідини на виході знизу; Q_{w1} – витрати рідини на виході у горизонтальному напрямі. Відповідна розрахункова схема наведена на рисунку 5.1.

Вищенаведені вирази для швидкості потоку рідини були інтегровані та підставлені до формули (5.19). У результаті було отримано трансцендентне рівняння:

$$R(c_3) = \Delta Q_{u1} + \Delta Q_{w1} = 0, \quad (5.20)$$

де $\Delta Q_{u1} = Q_{u1} - Q_{u0}$ – різниця витрат рідини у вертикальному напрямі; $\Delta Q_{w1} = Q_{w1} - Q_{w0}$ – різниця витрат рідини у горизонтальному напрямі.

У цьому випадку різниці витрат рідини у різних напрямках є однаковими за модулем: $|\Delta Q_{u1}| = |\Delta Q_{w1}|$.

Виключаючи члени вищих порядків малості з компонент рівняння балансу витрат (5.19) дозволяє отримати наступні вирази:

$$\Delta Q_u \approx -0,058 \frac{gL\delta_0^2}{\nu c_3} e^{\frac{4c_3 L}{k}}; \Delta Q_w \approx \frac{\tau\delta_0^2}{4\mu c_3} e^{\frac{2c_3 L}{k}}. \quad (5.21)$$

У цьому випадку рівняння (5.20) має наступний розв'язок:

$$c_3 = \frac{k}{2L} \ln \frac{4,31\tau}{\rho g L}. \quad (5.22)$$

З виразу (5.22) можна зробити висновок, що форма рідкої плівки залежить від числового значення константи c_3 . Зокрема, її знак вказує на напрям збільшення або зменшення товщини плівки по довжині/висоті. Цей факт обумовлює необхідність введення безрозмірного критерію форми плівки: $Cr = \frac{\tau}{\rho g L}$, граничне значення якого 0,23.

Таким чином, можна виділити такі окремі випадки руху плівки:

- 1) якщо $\frac{\tau}{\rho g L} > 0,23$, товщина плівкової рідини зменшується у напрямку вертикальної координати x і збільшується в горизонтальному напрямку z ;
- 2) якщо $\frac{\tau}{\rho g L} = 0,23$, товщина рідкої плівки не змінюється по всій поверхні потоку $\delta = \delta_0$;
- 3) якщо $\frac{\tau}{\rho g L} < 0,23$, товщина плівкової рідини збільшується у напрямку вертикальної координати x і зменшується в горизонтальному напрямку z .

Остаточні аналітичні вирази для товщини плівки, а також вертикальної та горизонтальної компонент швидкостей мають наступний вигляд:

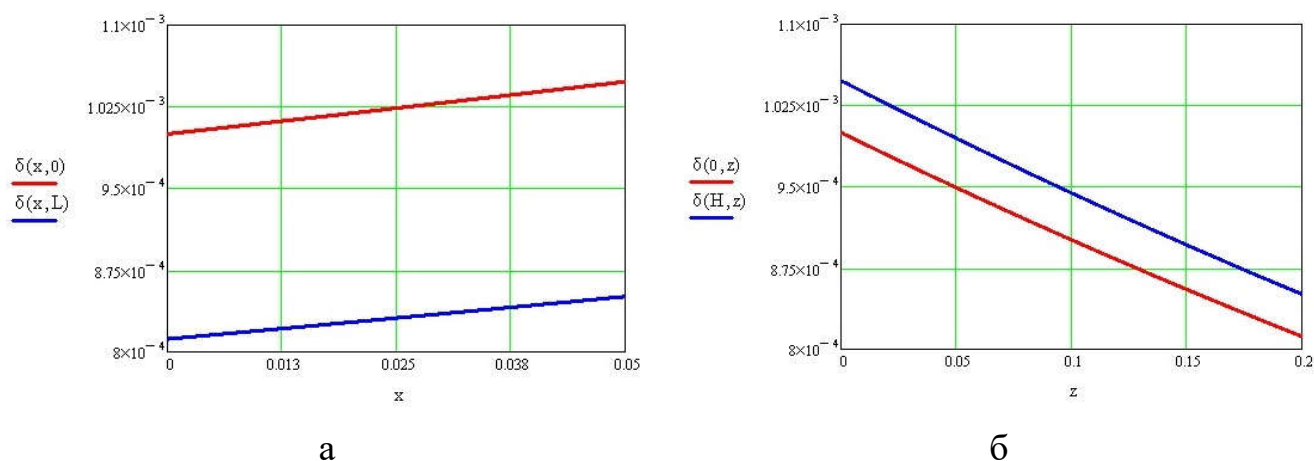
$$\delta = \delta_0 \left(\frac{Cr_s}{0,23} \right)^{\frac{z-kx}{2L}}; \quad (5.23)$$

$$u(x, y, z) = \frac{g}{\vartheta} y \left[\delta(x, z) - \frac{y}{2} \right] + cy[y^2 - 3\delta^2(x, z)]; \quad (5.24)$$

$$w(x, y, z) = \left\{ \frac{\tau}{\mu} + \frac{kg}{\vartheta} \left[\delta(x, z) - \frac{y}{2} \right] \right\} y, \quad (5.25)$$

де початкова товщина $\delta_0 = \frac{1}{2} c_p B$ плівки рідини визначається за її об'ємною концентрацією c_p на вході у канал.

Графіки зміни товщини плівки показані на рисунку 5.2.



а – $\delta(x, 0)$ та $\delta(x, L)$; б – $\delta(0, z)$ та $\delta(H, z)$

Рисунок 5.2 – Форми поверхні розділення фази на границях плівки рідини

Отримані результати свідчать, що товщина плівки на вході у канал $\delta(x, 0)$ змінюється по висоті поверхні розділення фаз у діапазоні 1,0–1,1 мм; у кінці $\delta(x, L)$ – у діапазоні 0,8–0,9 мм; угорі $\delta(0, z)$ – уздовж довжини поверхні розділення фаз у діапазоні 1,0–0,8 мм; знизу $\delta(H, z)$ – у діапазоні 1,1–0,9 мм.

Середні значення компонент швидкості [577] визначаються шляхом осереднення виразів (5.24), (5.25) по товщині плівки:

$$\bar{u}(x, z) = \frac{1}{\delta(x, z)} \cdot \int_0^{\delta(x, z)} u(x, y, z) dy, \quad (5.26)$$

$$\bar{w}(x, z) = \frac{1}{\delta(x, z)} \cdot \int_0^{\delta(x, z)} w(x, y, z) dy. \quad (5.27)$$

Крім того, значення компонентів швидкості на поверхні розділення фаз мають науковий і практичний інтерес. Ці значення можна знайти, виключаючи змінну u у виразі для товщини плівки $\delta(x, z)$:

$$\begin{aligned} u(x, z)_s &= u(x, \delta(x, y), z); \\ w(x, z)_s &= w(x, \delta(x, y), z). \end{aligned} \quad (5.28)$$

Як було зазначено вище, плівка рідини під дією потоку стікає під деяким кутом до вертикалі. Цей кут визначається за компонентами швидкості на поверхні розділення фаз ($u_s = \frac{dx}{dt}$, $w_s = \frac{dz}{dt}$) [578]. Зокрема, вираз $\operatorname{tg}\alpha = \frac{dz}{dx} = k \cdot \left(1 + \frac{2}{k} \cdot \frac{\tau}{\rho g \delta}\right) = \operatorname{const}$ є результатом урахування формули (5.1.26) та компонента $\frac{0,372\delta}{c_3\delta_0^2} e^{-2c_3x}$ як спадаючої експоненціальної функції. Таким чином кут $\alpha = \operatorname{arctg}[2L/(\delta_0 \cdot Cr)]$ для випадку $Cr \gg 0.5k \cdot \delta_0/L$.

Для заданих вхідних даних та у відповідності до отриманих числових результатів середнє значення компоненти осьової швидкості на міжфазній поверхні $\bar{w}_{av} = \frac{1}{H} \int_0^H \bar{w}(x, 0) dx = 0,017$ (м/с). У результаті середня швидкість газового потоку $w_a = w_s + 0.5B\mu(dw/dy)_{y=\delta}/\mu_a = 4,4$ (м/с), а відповідні витрати для газодувки становлять $Q_0 = w_a BH = 133$ (м³/год.). З іншого боку середня швидкість для номінальних витрат газодувки $\bar{w}_{av}^n = Q_n/(BH) = 4,6$ (м/с). У результаті, відносна похибка визначення швидкості $\varepsilon_w = \left| \frac{\bar{w}_{av} - \bar{w}_{av}^n}{\bar{w}_{av}^n} \right|$ становить 4.3 %.

Крім того, запропонована методика дозволяє здійснювати розрахунок зливних жолобів у сепараційному пристрої. Зокрема, обчислене значення числа Рейнольдса для плівки рідини $Re_w = 2\delta\bar{w}_{av}/\nu = 31$, що перевищує критичне для початку хвилеутворення значення $Re_{cr} = 24$. Тому для уникнення хвилеутворення можна додатково відводити рідину із сепараційного пристрою. Зокрема, для заданого випадку загальна площа поперечного перерізу зливних жолобів $S = \frac{\nu H}{2\bar{u}} (Re_w - Re_{cr}) = 6,3 \cdot 10^{-6}$ (м²).

5.1.2 Математичне моделювання конвективного теплообміну при конденсації на охолоджуваних контактних елементах

Складність механізму конвективного теплообміну призводить до виникнення труднощів у розрахунку процесів сполученого тепломасообміну при сепарації з конденсацією дисперсних систем у турбулентному потоці газу як суцільної фази.

Для розв'язання поставленої задачі з визначення умов конденсації рідини у динамічних сепараційних пристроях при зниженні температури нижче критичного значення виникає необхідність аналітичного визначення градієнта температури близько поверхні конденсації, а також криву зміни температури потоку уздовж поверхні теплообміну (рисунок 5.3).

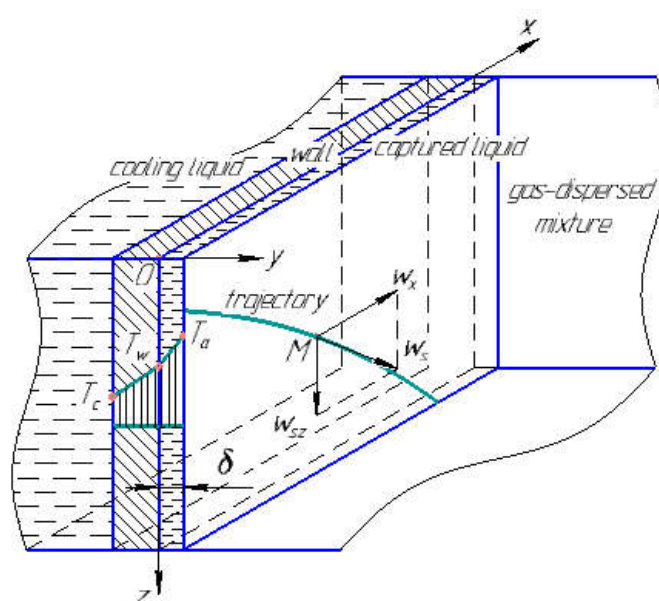


Рисунок 5.3 – Розрахункова схема задачі конвективного теплообміну

За основу відповідного дослідження обрано основні рівняння гідродинаміки та теплообміну. При цьому, на етапі моделювання процесів міжфазного теплообміну системи «газ – рідина» при сепарації з конденсацією в сепараційних каналах поставлена задача вирішується завдяки вирішенню сполученої задачі конвективного теплообміну, зокрема, шляхом розв'язання

системи диференціальних рівнянь Нав'є–Стокса та Фур'є–Кірхгофа у частинних похідних. Як показано у роботах [2, 579], ця система рівнянь може бути зведена до двох незв'язаних крайових задач, одна з яких і визначає процес супутнього конвективного тепломасообміну на охолоджуваній поверхні сепараційного каналу. Зокрема, для розрахункової схеми, наведеної на рисунку 5.3 відповідна математична модель конвективного тепломасообміну можна адаптувати у формі наступного диференціального рівняння в частинних похідних:

$$a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = w_s \frac{\partial T}{\partial n}, \quad (5.29)$$

де T – розподіл температури; w_s – швидкість плівки на поверхні розділення фаз; n – нормаль до поверхні розділення фаз; $a = \lambda/(\rho c)$ – коефіцієнт температуропровідності, який характеризує швидкість зміни температури речовини в нерівноважних теплових процесах та дорівнює відношенню теплопровідності λ до питомої теплоємності ρc .

Беручи у першому наближенні температуру як функцію координат x , y та незмінну швидкість на поверхні розділення фаз як осереднену за координатами x , z , з урахуванням аналізу розмірностей за загальною методикою, запропонованою у роботі [580], можна звести рівняння (5.29) до вигляду:

$$a \frac{\partial^2 T(x, y)}{\partial y^2} = w_s \frac{\partial T(x, y)}{\partial y}. \quad (5.30)$$

Граничними умовами крайової задачі є наступні:

$$\begin{aligned} T(x, 0) &= T_w(x); \\ \lambda \frac{\partial T(x, 0)}{\partial y} &= -\alpha \Delta T(x); \\ T(x, \delta) &= T_m(x), \end{aligned} \quad (5.31)$$

де T_w – температура стінки; α, λ – коефіцієнти тепловіддачі та теплопровідності; T_m – температура газорідинної суміші; $\Delta T = (T_m - T_w)$ – різниця температур газорідинної суміші та стінки; δ – товщина плівки вловленої рідини, осереднена по поверхні x - z .

Для розв'язання крайової задачі Коші (5.30) з граничними умовами (5.31) пропонується загальний розв'язок у наступному вигляді:

$$T(x, y) = a(x) + b(x)y + c(x)y^2, \quad (5.32)$$

де $a(x), b(x), c(x)$ – невідомі функції, які підлягають визначенню із умови задоволення граничним умовам. Так, підстановка формули (5.32) до виразів (5.31) дозволяє записати наступну систему алгебраїчних рівнянь:

$$\begin{cases} T(x, 0) = a(x) = T_w(x); \\ \lambda \frac{\partial T(x, 0)}{\partial y} = \lambda b(x) = -\alpha \Delta T(x); \\ T(x, \delta) = a(x) + b(x)\delta + c(x)\delta^2 = T_m(x), \end{cases} \quad (5.33)$$

з якої визначаються невідомі функції:

$$\begin{aligned} a(x) &= T_w(x); \\ b(x) &= -\frac{\alpha}{\lambda} \Delta T(x); \\ c(x) &= \frac{\Delta T(x)}{\delta^2} \left(1 + \frac{\alpha \delta}{\lambda} \right). \end{aligned} \quad (5.34)$$

Таким чином, вираз (5.32) з урахуванням формул (5.34) після тотожних перетворень набуває наступного вигляду:

$$T(x, y) = T_w + \Delta T(x) \left[\frac{\alpha \delta}{\lambda} \frac{y}{\delta} \left(1 - \frac{y}{\delta} \right) + \frac{y^2}{\delta^2} \right]. \quad (5.35)$$

Невідома функція перепаду температури $\Delta T(x)$ підлягає подальшому визначенню. Так, підстановка виразу (5.35) до диференціального рівняння (5.30) дозволяє отримати наступне однорідне диференціальне рівняння у похідних відносно координати x , позначених символом « $'$ »:

$$\frac{d^2 \Delta T}{dx^2} + 2C_1 \frac{d \Delta T}{dx} - C_2^2 \Delta T = 0, \quad (5.36)$$

коефіцієнти якого визначаються за наступними формулами:

$$C_1 = \frac{1}{\delta} \left(\frac{i_2}{i_1} - \frac{1}{2} \frac{w_s}{a} \right); C_2 = \frac{1}{\delta} \sqrt{\frac{1}{i_1} \left(\frac{w_s}{a} i_2 - i_3 \right)}, \quad (5.37)$$

де i_1, i_2, i_3 – осереднені по товщині плівки інтеграли:

$$\begin{aligned} i_1 &= \frac{1}{\delta} \int_0^\delta \left[\frac{\alpha \delta}{\lambda} \frac{y}{\delta} \left(1 - \frac{y}{\delta} \right) + \frac{y^2}{\delta^2} \right] dy = \frac{1}{3} + \frac{\alpha \delta}{6\lambda}; \\ i_2 &= \frac{1}{\delta} \int_0^\delta \frac{1}{\delta} \left[\frac{\alpha \delta}{\lambda} \left(1 - 2 \frac{y}{\delta} \right) + \frac{y}{\delta} \right] dy = \frac{1}{\delta}; \\ i_3 &= \frac{1}{\delta} \int_0^\delta \frac{2}{\delta^2} \left(1 - \frac{\alpha \delta}{\lambda} \right) dy = \frac{2}{\delta^2} \left(1 - \frac{\alpha \delta}{\lambda} \right). \end{aligned} \quad (5.38)$$

Варто зазначити, що вирази (4.37) після застосування тотожних перетворень можуть бути переписані у наступній формі:

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{1}{2\delta} \left(\frac{10 - Nu \cdot Pe}{2 + Nu} \right); \\ C_2 &= \frac{1}{\delta} \sqrt{\frac{Nu + Pe - 1}{\frac{1}{3} + \frac{1}{6} Nu}}, \end{aligned} \quad (5.39)$$

де Nu – число Нуссельта як один із основних критеріїв подібності теплових процесів, що характеризує співвідношення між інтенсивністю теплообміну за рахунок конвекції та теплопровідності; Pe – число Пекле, який характеризує процес перенесення теплоти у потоці і дорівнює добутку чисел Рейнольдса (Re) і Прандтля (Pr). При цьому, останнє визначає фізичні властивості середовища як відношення коефіцієнта кінематичної в'язкості ν і температуропровідності:

$$Nu = \frac{\alpha \delta}{\lambda}; Re = \frac{w_s \delta}{\nu}; Pr = \frac{\nu}{a}; Pe = Re \cdot Pr = \frac{w_s \delta}{a}. \quad (5.40)$$

Диференціальному рівнянню (5.36) відповідає наступне характеристичне рівняння:

$$p^2 + 2C_1 p - C_2^2 = 0, \quad (5.41)$$

яке має два розв'язки:

$$\begin{aligned} p_1 &= \sqrt{C_1^2 + C_2^2} - C_1; \\ p_2 &= -\left(C_1 + \sqrt{C_1^2 + C_2^2}\right). \end{aligned} \quad (5.42)$$

Варто зазначити, що умовою існування додатних значень коефіцієнта C_1 та дійсних значень коефіцієнта C_2 є область чисел Нуссельта і Пекле, наведена на рисунку 5.4 і визначається системою наступних нерівностей:

$$\begin{cases} Nu + Re \cdot Pr > 1; \\ Nu \cdot Re \cdot Pr < 10. \end{cases} \quad (5.43)$$

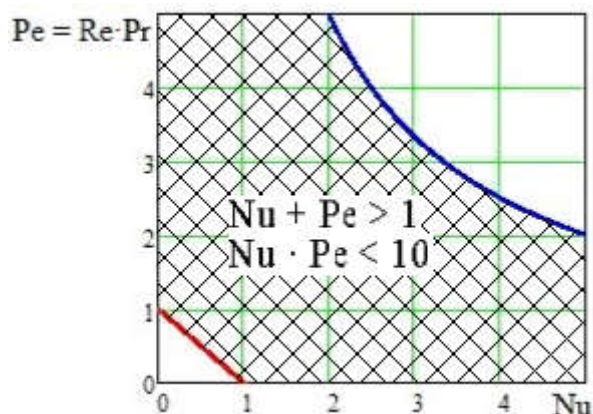


Рисунок 5.4 – Розрахункова область критеріїв подібності

Варто зазначити, що за межами цієї області диференціальне рівняння (5.36) змінює знаки коефіцієнтів i , відповідно, знаки у виразах (5.42) для характеристичних чисел p_1, p_2 також змінюються.

Таким чином, загальний розв'язок диференціального рівняння (5.36) має наступний вигляд:

$$\Delta T(x) = D_1 e^{p_1 x} + D_2 e^{p_2 x}, \quad (5.44)$$

коефіцієнти D_1, D_2 якого підлягають визначенню з граничних умов:

$$\begin{cases} \Delta T(0) = D_1 + D_2 = \Delta T_0; \\ \frac{d\Delta T(0)}{dx} = D_1 p_1 + D_2 p_2 = 0. \end{cases} \quad (5.45)$$

Ці умови відповідають початковому перепаду температури ΔT_0 і нульовому градієнту температури на вході у сепараційний канал.

Розв'язок системи двох алгебраїчних рівнянь (5.45) відносно невідомих коефіцієнтів D_1, D_2 дозволяє встановити значення останніх:

$$D_1 = -\Delta T_0 \frac{p_2}{p_1 - p_2};$$

$$D_2 = \Delta T_0 \frac{p_1}{p_1 - p_2}.$$
(5.46)

Таким чином, функція перепаду температури по довжині сепараційного каналу набуває вигляду:

$$\Delta T(x) = \frac{\Delta T_0}{p_1 - p_2} (p_1 e^{p_2 x} - p_2 e^{p_1 x}).$$
(5.47)

Остаточно, загальний розв'язок рівняння конвективного теплообміну, який задовольняє усім граничним умовам задачі, має наступний вигляд:

$$T(x, y) = T_w + \frac{\Delta T_0}{p_1 - p_2} (p_1 e^{p_2 x} - p_2 e^{p_1 x}) \left[\frac{\alpha \delta}{\lambda} \frac{y}{\delta} \left(1 - \frac{y}{\delta} \right) + \frac{y^2}{\delta^2} \right].$$
(5.48)

5.2 Визначення поверхні розділення фаз у сепараційних і тепломасообмінних процесах

5.2.1 Детерміністичний і ймовірнісний методи моделювання

Відповідно до детермінованого підходу розглядається розроблення математичної моделі визначення поверхні тепломасообміну для двофазної системи. Система складається з обмеженого набору частинок сферичної форми радіусом R_i ($i = 1, 2, \dots, N$) загальною кількістю N , розміщених у обмеженому об'ємі V середовища (рисунок 5.5).

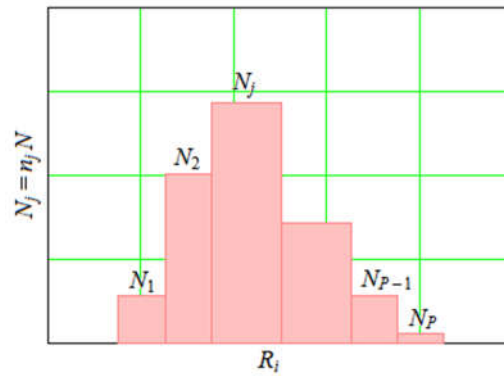


Рисунок 5.5 – Частота розподілу розмірів частинок дисперсної фази

Загальний об'єм дисперсної фази визначається наступною залежністю:

$$V_0 = \sum_{i=1}^N \frac{4}{3} \pi R_i^3 = \frac{4\pi N}{3} \sum_{j=1}^P n_j R_j^3, \quad (5.49)$$

де $j = 1, 2, \dots, P$ – номер набору частинок однакового розміру R_j ; P – кількість дисперсних композицій; n_j – частота дисперсних частинок у j -му наборі як відношення їх кількості N_j до загальної кількості N частинок гетерогенної системи (рисунок 5.5):

$$n_j = \frac{N_j}{\sum_{j=1}^P N_j} = \frac{N_j}{N}. \quad (5.50)$$

У цьому випадку обов'язковою є наступна тотожність:

$$\sum_{j=1}^P n_j = 1. \quad (5.51)$$

Міжфазна поверхня визначається як сума площ поверхонь усіх частинок гідромеханічної системи:

$$S = \sum_{i=1}^N 4\pi R_i^2 = 4\pi N \sum_{j=1}^P n_j R_j^2. \quad (5.52)$$

Об'ємна концентрація дисперсної фази, яка визначається як відношення загального об'єму частинок до об'єму середовища

$$c = \frac{V_0}{V}, \quad (5.53)$$

може бути переписана з урахуванням виразу (5.52) у наступній формі:

$$c = \frac{4\pi}{3V} \sum_{j=1}^P \sum_{i=1}^{N_j} R_i^3 = \frac{4\pi}{3V} \sum_{j=1}^P n_j R_j^3. \quad (5.54)$$

Оскільки загальна площа поверхні розділення фаз пропорційна квадрату радіусів частинок, а загальний об'єм дисперсної фази пропорційний їх кубу, доцільно ввести співвідношення площі контакту в такий спосіб:

$$\alpha = \frac{S}{V_0^{2/3}}, \quad (5.55)$$

яка набирає такої форми з урахуванням залежностей (5.52), (5.54):

$$\alpha = 4,84 \frac{\sum_{j=1}^P n_j R_j^2}{\left(\sum_{j=1}^P n_j R_j^3\right)^{2/3}}, \quad (5.56)$$

де $\alpha = \sqrt[3]{36\pi} \approx 4,84$ – значення, що відповідає співвідношенню (5.55) для однієї частинки.

Варто зазначити, що у загальному випадку безрозмірний параметр α залежить від закону розподілу дисперсних частинок за їх розмірами. Його можна оцінити емпірично, використовуючи безрозмірні критерії [581]. Більше того, введення цього параметра дозволяє отримати універсальну залежність для визначення загальної площі поверхні контакту фаз при розділенні двофазних систем з тепломасопередачею. У цьому випадку, враховуючи залежність (5.53), з рівняння (5.54) можна отримати:

$$S = \alpha N^{1/3} V_0^{2/3}. \quad (5.57)$$

Таким чином, загальна площа поверхні контакту фаз залежить від об'єму середовища та концентрації дисперсної фази. У цьому випадку вона не залежить безпосередньо від розміру частинок, а лише від закону їх розподілу, що визначається параметром α .

Вищезазначений детермінований підхід для визначення загальної площі міжфазної поверхні обмежений дискретною особливістю розподілу частинок за розмірами та урахуванням їх загальної кількості. Цей недолік усувається шляхом застосування континуального імовірнісного підходу, у якому враховується закон безперервного розподілу частинок за їх розмірами. У цьому випадку вводиться густина імовірності розподілу частинок (рисунок 5.6):

$$p(R) = \lim_{P \rightarrow \infty} n_j; \quad (5.58)$$

$$\int_{R_{min}}^{R_{max}} p(R) dR = 1 \quad (5.59)$$

для усього діапазону $[R_{min}, R_{max}]$ розмірів частинок дисперсної фази.

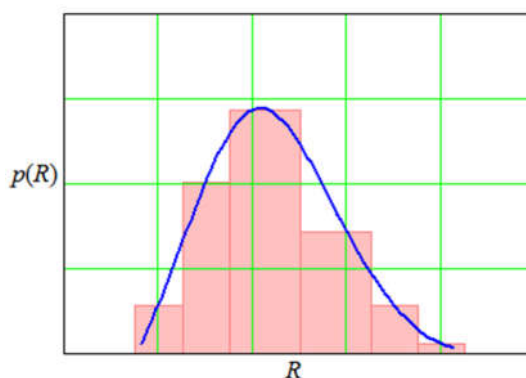


Рисунок 5.6 – Густина розподілу розмірів частинок дисперсної фази

Крім того, сума дискретних значень для визначення поверхні контакту фаз замінюється визначеним інтегралом, а залежність (5.52) набуває такого вигляду:

$$S = 4\pi N \int_{R_{min}}^{R_{max}} R^2 p(R) dR. \quad (5.60)$$

Аналогічно залежність (5.54) для об'ємної концентрації така:

$$c = \frac{4\pi N}{3V} \int_{R_{min}}^{R_{max}} R^3 p(R) dR. \quad (5.61)$$

У цьому випадку безрозмірний параметр у виразі для визначення площі поверхні контакту фаз (5.56) визначається за такою формулою:

$$\alpha = 4,84 \cdot \frac{\int_{R_{min}}^{R_{max}} R^2 p(R) dR}{\left[\int_{R_{min}}^{R_{max}} R^3 p(R) dR \right]^{2/3}}, \quad (5.62)$$

а універсальна залежність (5.57) залишається незмінною для визначення загальної площі контакту фаз при розділенні двофазних багатокомпонентних систем із тепломасопередачею.

Остаточо, застосування ймовірнісного підходу для розроблення континуальної математичної моделі для визначення міжфазної поверхні зводиться до визначення параметра α як функції характеристик закону розподілу дисперсних частинок за їх розмірами.

Зокрема, для рівномірного закону розподілу безперервної випадкової величини (розмірів дисперсних частинок) густина ймовірності визначається за такою формулою:

$$p(R) = 1 / (R_{max} - R_{min}) = const. \quad (5.63)$$

Підстановка цієї залежності до формули (5.62) дозволяє отримати аналітичну залежність для визначення безрозмірного параметра (рисунок 5.7):

$$\alpha = 4,06 \cdot \frac{1 + \frac{R_{\min}}{R_{\max}} + \left(\frac{R_{\min}}{R_{\max}}\right)^2}{\left(1 + \frac{R_{\min}}{R_{\max}}\right) \left[1 + \left(\frac{R_{\min}}{R_{\max}}\right)^2\right]} \quad (5.64)$$

Таким чином, для усього діапазону відношення розмірів частинок (зміни коефіцієнта варіації R_{\min}/R_{\max} у діапазоні від нуля до одиниці) параметр α змінюється несуттєво і становить 4,06–4,84. Точні межі значення меж цього діапазону дорівнюють $\alpha_{\min} = 4\sqrt[3]{\pi/3} \approx 4,06$ для найширшого діапазону зміни розміру частинок ($R_{\min}/R_{\max} \rightarrow 0$) та $\alpha_{\max} = \sqrt[3]{36\pi} \approx 4,84$ – для найвужчого діапазону їх зміни ($R_{\min}/R_{\max} \rightarrow 1$). Крім того, середнє інтегральне значення для всього діапазону співвідношення R_{\min}/R_{\max} становить:

$$\alpha = \int_0^1 4,06 \cdot \frac{1 + \frac{R_{\min}}{R_{\max}} + \left(\frac{R_{\min}}{R_{\max}}\right)^2}{\left(1 + \frac{R_{\min}}{R_{\max}}\right) \left[1 + \left(\frac{R_{\min}}{R_{\max}}\right)^2\right]} d\left(\frac{R_{\min}}{R_{\max}}\right) \approx 4,59 \quad (5.65)$$

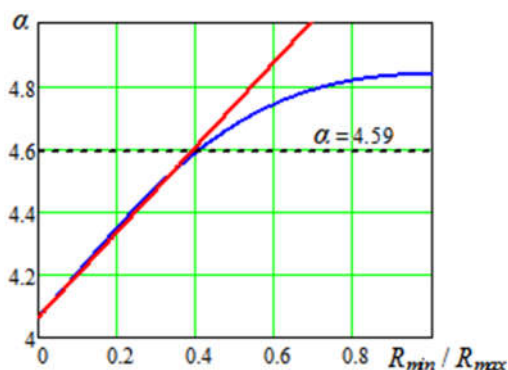


Рисунок 5.7 – Залежність безрозмірного параметра для визначення площі контакту фаз від коефіцієнта варіації для рівномірного закону розподілу

Варто зазначити, що у разі наявності частинок із відносно широким діапазоном зміни їх розмірів ($R_{min}/R_{max} < 0,4$) доцільно представити лінеаризований вираз для безрозмірного параметра поверхні контакту фаз. Застосування рядук Маклорена з утриманням членів першого порядку малості відносно коефіцієнта варіації R_{min}/R_{max} дозволяє (рисунок 5.7):

$$\alpha \approx 4,06 \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \frac{R_{min}}{R_{max}}\right). \quad (5.66)$$

Таким чином, для відносно широкого діапазону варіацій розміру частинок ($R_{min}/R_{max} \rightarrow 0$) з достатньою точністю для практичних цілей можна обрати значення безрозмірного параметра поверхні контакту фаз $\alpha = 4,06$.

У випадку нормального закону розподілу безперервної випадкової величини (розподілу дисперсних частинок за їх розмірами) густина ймовірності визначається наступною формулою [582]:

$$p(R) = \frac{a}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left[-\frac{(R-\bar{R})^2}{2\sigma^2}\right], \quad (5.67)$$

де \bar{R} – математичне очікування безперервної випадкової величини (середній радіус частинок); σ – середньоквадратичне відхилення:

$$\sigma = \kappa \bar{R}, \quad (5.68)$$

де κ – коефіцієнт варіації.

Нормалізуючий фактор a введено для урахування скінченного діапазону зміни дисперсних частинок $[R_{min}, R_{max}]$ на противагу до нескінченного $[0, \infty)$.

Враховуючи залежність (5.59), нормалізуючий коефіцієнт визначається наступним способом:

$$a = \frac{\sqrt{2\pi}\sigma}{\int_{R_{\min}}^{R_{\max}} \exp\left[-\frac{(R-\bar{R})^2}{2\sigma^2}\right] dR}. \quad (5.69)$$

Підстановка цієї залежності до формули (5.62) дозволяє визначити безрозмірний параметр площі поверхні контакту. Через складність цієї залежності доцільно використовувати правило «трьох сигм» для визначення діапазону найбільш вірогідних значень розміру частинок з квантилем 0,997:

$$\begin{aligned} R_{\min} &= \bar{R} - 3\sigma = (1 - 3\kappa)\bar{R}; \\ R_{\max} &= \bar{R} + 3\sigma = (1 + 3\kappa)\bar{R}. \end{aligned} \quad (5.70)$$

У цьому випадку можна показати, що вираз для визначення безрозмірного параметра площі поверхні контакту фаз залежить не від розміру частинок, а лише від коефіцієнта варіації. Крім того, з точністю до членів другого порядку малості цей параметр може бути подано наступною аналітичною залежністю:

$$\alpha = 4,84 \cdot (1 - 0,52\kappa^{5/3}). \quad (5.71)$$

Варто зазначити, що в максимальному діапазоні $[0, \frac{1}{3}]$ зміни коефіцієнта варіації κ безрозмірний параметр α змінюється у незначному діапазоні 4.44–4.84. Більше того, середнє інтегральне значення для всього діапазону зміни цього параметра (рисунок 5.8) становить:

$$\alpha = 3 \cdot \int_0^{1/3} 4,84 \cdot (1 - 0,52\kappa^{5/3}) d\kappa \approx 4,69. \quad (5.72)$$

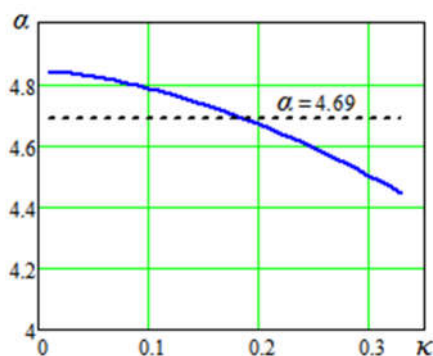


Рисунок 5.8 – Залежність безрозмірного параметра для визначення площі контакту фаз від коефіцієнта варіації для нормального закону розподілу

Отже, для достатньої для практичних цілей точності безрозмірний параметр площі контакту можна обрати як його середнє значення $\alpha = 4,69$.

Порівняння існуючої залежності для поверхні розділення (контакту) фаз із існуючими підходами до його визначення призводить до необхідності введення поправочного коефіцієнта k :

$$k = \sqrt{\frac{\alpha^3}{36\pi}} \quad (5.73)$$

як частини наступного уточненого виразу:

$$a = k \frac{6c}{a_p} \quad (5.74)$$

Зокрема, для рівномірного розподілу розмірів частинок мінімальне значення цього коефіцієнта дорівнює $k = 4\sqrt{3}/9 \approx 0,77$. Для нормального розподілу розмірів частинок його значення становить $k = 0,88$.

У результаті числових обчислень, наведених у додатку Ф, для внутрішнього діаметра апарату $D = 0,325$ м і висоти суміші $H = 0,475$ м загальний об'єм $V = \frac{\pi D^2}{4} H$ становить $0,039$ м³. У цьому випадку відповідно до формули (5.74) середній діаметр частинок змінюється в діапазоні 1,4–1,9 мм, а

середнє значення становить 1,65 мм, що відповідає попередньо встановленому діаметру $d_p = 1,58$ мм з відносною похибкою 4,5 %.

5.2.2 Дослідження поверхні розділення фаз в абсорбційній вежі

Аналіз фотографій краплинної рідини в центрі абсорбційної вежі показав, що краплі, що утворилися під час розпилення, мають великий ступінь полідисперсності. Найменші краплі мають діаметр порядку 0,01 мм. Однак не весь об'єм рідини є у формі крапель. Частина рідини має вигляд тонких струменів, які можуть розпадатись на краплі. При збільшенні об'ємних витрат газу зменшується кількість краплин більшого розміру та збільшується кількість менших крапель (розміром до 0,8 мм). Збільшення об'ємних витрат рідини призводить до збільшення кількості крапель більшого розміру (1,2 мм) і до зменшення кількості крапель менших розмірів (менших за 0,4 мм). Така тенденція спостерігається як для системи «повітря – вода», так і для системи «повітря – водний розчин полімеру».

Діаметр Саутера d_{32} обчислюється за таким співвідношенням:

$$d_{32} = \frac{\sum_i n_i d_i^3}{\sum_i n_i d_i^2}. \quad (5.75)$$

В додатку X наведено співвідношення між діаметром Саутера d_{32} і числом Рейнольдса для газу (Re_G) і рідини (Re_L). Діаметр Саутера для досліджуваних систем «повітря – рідина» зменшувався при збільшенні числа Рейнольдса як для газової, так і для рідкої фаз. У всіх досліджуваних конфузорах спостерігалася значна дисперсія розмірів крапель. Розміри поверхні розділення фаз практично не залежала від конструкції конфузора. За отриманими значеннями чисел Рейнольдса порівнювалася хвилястість поверхні та середній розмір крапель і встановлено, що вони не залежать від типу використовуваного конфузора. Розроблена методика оцінювання поверхні розділення фаз була порівняна для

всіх досліджуваних конфузоров. Аналіз фотографій крапель, що утворюються у системах «повітря – вода» та «повітря – водний розчин поліакриламід» показав, що краплі є більшими у повітряно-полімерному розчині. Це, імовірно, є результатом більшого перепаду тиску під час подрібнення рідини на краплі.

Висока молекулярна маса поліакриламід, що додається до розчинника (води) при розпиленні, призводить до зміни в'язкості рідини та характеру потоку [272, 583]. Змінюються й інші параметри, такі як розмір крапель, розподіл рідини у газокраплинному потоці, а також характеристики розпилення. Результати свідчать, що існують складні, проте якісно передбачувані взаємодії між реологічними властивостями рідини та характером розпилення. Крім того, було продемонстровано, що низькі концентрації полімерних домішок можуть чинити значний вплив на процес розпилення, що застосовується у типових системах розпилювальних башт.

Розмір крапель залежить як від молекулярної маси полімеру, так і від характеру полімерного ланцюга. Висока молекулярна маса полімерів викликає зменшення кількості дрібних крапель. У результаті діаметр Саутера збільшується. Дослідження різних полімерів та різних способів розпилення показали, що найбільше покращення характеристик розпилення досягається при малій концентрації водних розчинів полімерів [584]. Механізм впливу відповідних домішок є недостатньо вивченим [584]. Також помічено, що в системах «повітря – вода» утворюються краплі діаметрів, менших, ніж у розчинах полімерів [585, 586]. У результаті встановлено, що діаметр Саутера можна визначити за наступним кореляційним співвідношенням:

$$d_{32,r} = \frac{d_{32}}{\delta_e} = 3190 \cdot Re_G^{-0.55} \cdot Re_L^{0.20} \pm 15 \%, \quad (5.76)$$

де δ_e – еквівалентний лінійний розмір з урахуванням реологічних властивостей рідкої фази:

$$\delta_e = \left(\frac{K^2}{g^{2-n} \cdot \rho_L^2} \right)^{\frac{1}{2+n}}. \quad (5.77)$$

У результаті досліджень можна зазначити, що розмір крапель, що утворюються під час розпилення, має принципове значення для роботи відповідного обладнання, як з точки зору падіння тиску, так і ефективності видалення пилу. У дослідженні вимірювались розміри крапель у циліндричній модифікованій розпилювальній башті за допомогою методу фотографування. Дослідження показали, що хвилеутворення на поверхні плівки зростає зі збільшенням об'ємних витрат газу. При збільшенні маси рідини, що стікає по стінці розпилювальної башти, лише незначна частка рідини розпадається на одиничні краплі. У результаті поверхня розділення фаз зменшується. Хвилеутворення на поверхні плівки впливає й на збільшення поверхні розділення фаз.

Краплі рідини, що утворюються при її розпиленні, мають дуже різні розміри. Збільшення швидкості потоку газу або зменшення швидкості потоку рідини спричиняє збільшення як хвилеутворення на плівці рідини, так і кількості зформованих дрібних крапель. Було показано, що краплі, утворені в системі «повітря – водний розчин поліакриламід», були більшими, ніж у системі «повітря – вода»; також спостерігалось збільшення діаметра Саутера. Для всіх модифікованих розподільчих пристроїв було отримано порівняння розмірів поверхні розділення фаз з класичною конструкцією. Умови утворення крапель у двох досліджуваних типах газорідних систем були різними. Показано, що геометрично модифіковані конфузори передбачають економію енергії у порівнянні з їх класичним виконанням. Ураховуючи значно менші коефіцієнти тертя [587], відсутність явищ захливання, простоту конструкції та велику надійність експлуатації, нечутливість до зміни навантажень, модифіковані конструкції дифузоров [355] рекомендовано застосовувати в галузі хімічної технології та інженерії.

5.3 Вторинне подрібнення крапель дисперсної фази

5.3.1 Математична модель процесу подрібнення краплинної рідини

У процесах сепарації газокраплинних систем і грануляції плавів важливою не до кінця вивченою проблемою є механізм подрібнення краплинної рідини. При цьому, важливим гідродинамічним критерієм, що визначає характер поведінки краплі у суцільному середовищі є число Вебера (We) [588–590], критичне значення якого експериментально встановлено у працях [591, 592]. При перевищенні числа Вебера критичного відбувається вторинне подрібнення. Проте, запропоновані значення суттєво різняться [593]. Зокрема, у роботі [594] це значення знаходиться у діапазоні $We_{cr} = 4–20$.

Таким чином, дослідження характеристик вторинного подрібнення краплинної рідини є важливою науково-практичною проблемою, розв'язання якої дозволить урахувати особливості робочого процесу при сепарації гетерогенних систем, грануляції розпиленням та інших гідромеханічних і масообмінних процесах.

В основі процесу подрібнення краплини рідини є механізм, відповідно до якого при своїй деформації крапля набуває форми витягнутого еліпсоїда з подальшим перетворенням гантелеподібну форму і розпадаючись на дві рівновеликі частинки. Тому далі розглядається процес дроблення краплини рідини на дві рівновеликі частини сферичної форми. У своїй початковій стадії цей процес може бути описаний як відхилення від рівноважного положення, яке визначається дією на частини краплі сил інерції $m_1 a_{C1}$, тяжіння G , Архімеда F_A і поверхневого натягу F_σ (рисунок 5.9). Під дією цих сил центри мас частин краплі, маса яких m_1 , набувають прискорення a_{C1} .

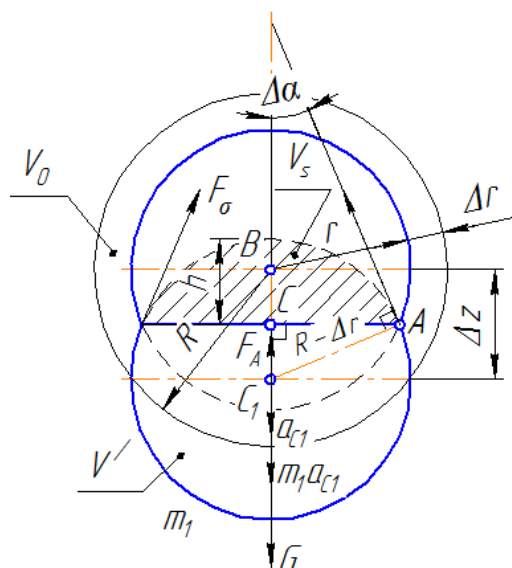


Рисунок 5.9 – Розрахункова схема процесу вторинного подрібнення краплі на початковій стадії

Основне рівняння руху однієї з крапель має наступний вигляд:

$$m_1 a_{C1} = G - F_A + F_\sigma \cos \Delta \alpha, \quad (5.78)$$

де $m_1 = \rho_p(V' - V_s)$ – маса частини краплі; $a_{C1} = \Delta \ddot{z}/2$ – прискорення центра мас, виражена через другу похідна за часом від відносного віддалення частин краплі Δz ; $\Delta \alpha$ – кут змочування.

Сили тяжіння, Архімеда і поверхневого натягу визначаються за наступними залежностями:

$$G = m_p g = \rho_p g V; \quad F_A = \rho_m g V; \quad F_\sigma = \sigma L, \quad (5.79)$$

де g – прискорення вільного падіння; m_p – маса краплі об'ємом V ; ρ_p , ρ_m – густина краплинної рідини і суцільного середовища; σ – коефіцієнт поверхневого натягу; L – периметр контуру змочуваної поверхні.

Об'єм краплі

$$V = 2(V' - V_s) \quad (5.80)$$

визначається як подвійна різниця сферичної її частини V' і сегмента V_s :

$$V' = \frac{4}{3}\pi r^3; \quad V_s = \pi h^2 \left(r - \frac{h}{3} \right), \quad (5.81)$$

де $r = (R - \Delta r)$ – поточний радіус частин краплини, який визначається як різниця свого початкового значення R і величини зміни радіуса Δr за рахунок її дроблення; h – висота сегмента сфери, яка пов'язана з величиною Δz відносного віддалення частин краплі наступним співвідношенням:

$$h = r - \frac{\Delta z}{2}. \quad (5.82)$$

Залежність зміни радіуса краплі Δr від її переміщення Δz може бути визначена із закону збереження маси:

$$\rho V = \rho V_0, \quad (5.83)$$

де V_0 – початковий об'єм:

$$V_0 = \frac{4}{3}\pi R^3. \quad (5.84)$$

Підстановка виразів (5.80) і (5.84) до рівності (5.83) з урахуванням формул (5.81) і (5.82) після тотожних перетворень дозволяє записати кубічне рівняння відносно параметра $\Delta z/R$:

$$\frac{1}{12} \left(\frac{\Delta z}{R} \right)^3 - \left(1 - \frac{\Delta r}{R} \right)^2 \frac{\Delta z}{R} + 4 \frac{\Delta r}{R} \left[1 - \frac{\Delta r}{R} + \frac{1}{3} \left(\frac{\Delta r}{R} \right)^2 \right] = 0. \quad (5.85)$$

На початковому етапі дроблення краплі, коли відносне переміщення її частин є несуттєвим порівняно з початковим радіусом ($\Delta z \ll R$), вищезазначене рівняння зводиться до лінійного, а залежність між параметрами Δz і Δr набуває наступного вигляду:

$$\Delta z = 4\Delta r \frac{1 - \frac{\Delta r}{R} + \frac{1}{3}\left(\frac{\Delta r}{R}\right)^2}{\left(1 - \frac{\Delta r}{R}\right)^2} = 0. \quad (5.86)$$

З умови завершення процесу дроблення краплі на дві умовно рівні частини можна встановити, що зменшення радіуса Δr не може перевищувати свого максимального значення:

$$\Delta r_{\max} = \left(1 - \frac{1}{\sqrt[3]{2}}\right)R \approx 0,2. \quad (5.87)$$

У такому випадку, вираз (5.86) може бути зведений до спрощеного, лінеаризованого вигляду (рисунок 5.10):

$$\Delta r = \frac{\Delta z}{4}. \quad (5.88)$$

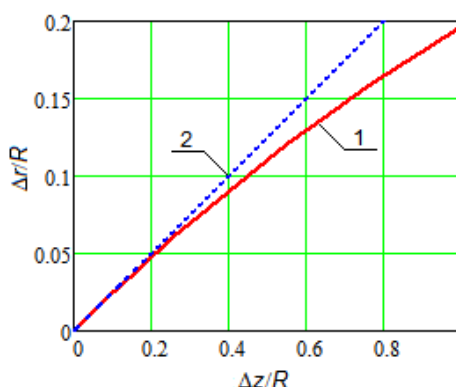


Рисунок 5.10 – Нелінійна (1) і лінеаризована (2) залежності між безрозмірним зменшенням радіуса краплини $\Delta r/R$ і безрозмірним значенням відносного віддалення її частин $\Delta z/R$

Кут змочування $\Delta\alpha$, що входить до основного рівняння руху частин краплі (5.78), визначається наступним тригонометричним співвідношенням:

$$\Delta\alpha = \arcsin \frac{\Delta z/2}{r} \approx \frac{\Delta z}{2R}, \quad (5.89)$$

яке є спрощеним, що має місце на початковому етапі дроблення краплини (з урахуванням малості параметрів Δz і Δr), а також із застосуванням першої визначної границі.

Також периметр контуру змочуваної поверхні у першому наближенні визначається наступною залежністю:

$$L = 2\pi \sqrt{r^2 - \left(\frac{\Delta z}{2}\right)^2} \approx 2\pi R \left(1 - \frac{\Delta z}{4R}\right). \quad (5.90)$$

Підстановка виразу (5.79) до рівняння (5.78) з урахуванням формул (5.89) та (5.90) дозволяє переписати рівняння руху частин краплі у наступному вигляді:

$$\frac{\Delta \ddot{z}}{2} = \left(1 - \frac{\rho_m}{\rho_p}\right) g - \frac{3\sigma}{\rho_p R^2} \left(1 - \frac{\Delta z}{4R}\right). \quad (5.91)$$

Зокрема, у стаціонарному режимі ($\Delta \ddot{z} = 0$; $\Delta z = \Delta z_0 = \text{const}$) дроблення краплі відбувається за умови

$$\Delta z_0 = 4R \left[1 - \frac{\rho_p R^2}{3\sigma} \left(1 - \frac{\rho_m}{\rho_p}\right) g\right]. \quad (5.92)$$

При цьому, граничне значення $d_{cr} = 2R$ діаметра нестабільних крапель визначаються з умови рівності нулю значення переміщення Δz_0 . Так, для випадку порівняно важких крапель ($\rho_p \gg \rho_m$) маємо:

$$d_{cr} = \sqrt{\frac{12\sigma}{\rho_p g}}. \quad (5.93)$$

5.3.2 Визначення характеристик процесу вторинного подрібнення

Застосовуючи метод варіацій, можна розглянути нестационарний рух краплі відносно свого рівноважного положення, яке визначається виразом (5.93). У цьому випадку переміщення краплі $\Delta z = (\Delta z_0 + \delta z)$ визначається як сума стаціонарної складової Δz_0 і варіації δz відносно цього положення, а диференціальне рівняння руху у варіаціях набуває наступного вигляду:

$$\delta \ddot{z} = \frac{3\sigma}{2\rho_p R^3} \delta z. \quad (5.94)$$

Це диференціальне рівняння має загальний розв'язок:

$$\delta z(t) = C_1 \operatorname{sh} \lambda t + C_2 \operatorname{ch} \lambda t, \quad (5.95)$$

де введений частотний параметр:

$$\lambda = \sqrt{\frac{3\sigma}{2\rho_p R^3}} = \sqrt{\frac{2\pi\sigma}{m_p}}. \quad (5.96)$$

Константи інтегрування C_1 , C_2 визначаються з початкових умов. Зокрема, для початкового відхилення $\delta z(0) = 0$ початкової швидкості $\delta \dot{z}(0) = v_0$ маємо:

$$C_1 = \frac{v_0}{\lambda}; \quad C_2 = 0. \quad (5.97)$$

Таким чином, розв'язок (5.95) рівняння (5.94) набуває наступного вигляду:

$$\delta z(t) = \frac{v_0}{\lambda} sh\lambda t. \quad (5.98)$$

Отримана залежність дозволяє встановити час T_s дроблення краплини. Так, з умови

$$\delta z(T_s) = \frac{R}{\sqrt[3]{2}} = \frac{v_0}{\lambda} sh\lambda T_s \quad (5.99)$$

маємо:

$$T_s = \frac{1}{\lambda} \ln \left(\frac{2,44}{\sqrt{We}} + \sqrt{1 + \frac{5,94}{We}} \right), \quad (5.100)$$

де введений безрозмірний критерій Вебера як відношення питомих сил інерції і поверхневого натягу

$$We = \frac{\rho_p v_0^2 R}{\sigma}, \quad (5.101)$$

що дозволяє розглянути окремі випадки розв'язку (5.100). Зокрема, для випадку значних швидкостей крапель $We \gg We_{cr}$, де $We_{cr} = 3\pi/4^{1/3} \approx 5,9$ – критичне значення критерію Вебера, – час подрібнення не залежить від значення числа We з огляду на відносну малість сил поверхневого натягу порівняно із силами інерції краплі та визначається за наступною формулою:

$$T_{s1} \approx \frac{0,8R}{v_0}. \quad (5.102)$$

З іншого боку, для відносно повільних крапель ($We \ll We_{cr}$):

$$T_{s2} \approx \frac{1}{\lambda} \ln \frac{1,6\lambda R}{v_0} = \frac{1}{2\lambda} (3,18 - \ln We). \quad (5.103)$$

У загальному випадку безрозмірний час дроблення краплини як відношення часу T_s до часу T_{s1} «швидкого» дроблення

$$\bar{T}_s = \frac{T_s}{T_{s1}} = \frac{v_0 T_s}{0,8R} \quad (5.104)$$

визначається через введений безрозмірний параметр – квадратний корінь від відношення критичного і поточного значень числа Вебера):

$$Cr_s = \sqrt{\frac{We_{cr}}{We}} \quad (5.105)$$

за наступною формулою:

$$\bar{T}_s = \frac{0,8 R}{Cr_s v_0} \ln(Cr_s + \sqrt{Cr_s^2 + 1}). \quad (5.106)$$

У випадку сповільнення краплі відносно стаціонарного значення ($\delta\ddot{z} < 0$) коефіцієнт у правій частині останнього диференціального рівняння представляє квадрат власної частоти коливань:

$$\omega_0 = \sqrt{\lambda} = \sqrt{\frac{3\sigma}{2\rho_p R^3}}. \quad (5.107)$$

Це дозволяє визначити частоту вібраційного впливу, за якого відбувається резонування краплинної рідини з подальшим її дробленням:

$$f = \frac{\omega_0}{2\pi} = \sqrt{\frac{\sigma}{2\pi m_p}}. \quad (5.108)$$

Також дві останні залежності дозволяють встановити вираз для критичного діаметра крапель, які підлягають дробленню під дією вібраційного впливу на потік:

$$d_{cr} = \sqrt[3]{\frac{3\sigma}{\pi^2 \rho_p f^2}} \quad (5.109)$$

Таким чином, збільшення частоти вібраційного впливу призводить до зменшення розміру крапель, що подрібнюються.

Варто зазначити, що рівняння руху частин крапель рідини у формі (5.78) не враховує додаткову вібраційну силу F_v , яка визначається залежністю:

$$F_v = \frac{\pi \rho_m a^2 R^4}{32(z_0 + \Delta z)^2} \quad (5.110)$$

де a – амплітуда віброшвидкості вібраційної дії; z_0 – відстань від краплини до джерела вібраційного впливу.

Підстановка виразу (5.110) для вібраційної сили F_v до правої частини рівняння (5.78) після тотожних перетворень дозволяє представити диференціальне рівняння руху краплини у наступній формі:

$$\frac{\Delta \ddot{z}}{2} = \frac{\alpha R}{z_0^2 \left(1 + \frac{\Delta z}{z_0}\right)^2} + \left(1 - \frac{\rho_m}{\rho_p}\right) g - \frac{3\sigma}{\rho_p R^2} \left(1 - \frac{\Delta z}{4R}\right), \quad (5.111)$$

де введено наступне позначення:

$$\alpha = \frac{3}{32} \frac{\rho_m}{\rho_p} a^2. \quad (5.112)$$

Рівняння (5.111) доповнює праву частину формули (5.91) відповідною вібраційною складовою. У варіаціях δz відносно стаціонарного положення z_0 воно набуває наступного вигляду:

$$\delta \ddot{z} + \left(\frac{4\alpha R}{z_0^3} - \frac{3\sigma}{2\rho_p R^2} \right) \delta z = 0. \quad (5.113)$$

Таким чином, умова руйнування краплинної рідини від вібраційного впливу ($F_v > F_\sigma$) на межі стійкості краплі відповідає додатному значенню частотного коефіцієнта перед варіацією δz рівняння (5.113):

$$\frac{4\alpha R}{z_0^3} - \frac{3\sigma}{2\rho_p R^2} > 0, \quad (5.114)$$

звідки визначається критичний розмір краплин, що підлягають дробленню:

$$d_{cr} = 2R_{cr} = \sqrt[4]{\frac{3\sigma z_0^3}{8\alpha\rho_p}} = \sqrt[4]{\frac{64\sigma z_0^3}{\rho_m A^2 \omega^2}} = 4,48 \sqrt[4]{\frac{z_0^3 R}{We_v}}, \quad (5.115)$$

де ω , $A = a/\omega$ – частота і амплітуда вібраційного впливу; We_v – число Вебера, визначена для густини потоку ρ_m і швидкості $v_0 = A\omega$, що дорівнює амплітуді віброшвидкості a :

$$We_v = \frac{\rho_m a^2 L}{\sigma} = \frac{10,7\alpha}{v_0^2} We. \quad (5.116)$$

Вираз (5.115) свідчить про те, що при наближенні частинок до віброуючої стінки (зменшенні відстані z_0) вторинному дробленню можуть підлягати навіть високодисперсні частинки.

Для урахування впливу сил опору середовища руху краплинної рідини на вторинне дроблення необхідно доповнити праву частину основного рівняння

(5.78) відповідною складовою. Так, у випадку умовно лінійної залежності сили опору від швидкості краплини

$$F_r = 6\pi\mu_m(R - \Delta r)\Delta\dot{z}, \quad (5.117)$$

де μ_m – коефіцієнт динамічної в'язкості середовища, – рівняння руху краплин у формі (5.91) набуває наступного вигляду:

$$\delta\ddot{z} + \frac{9\pi\nu_m}{R^2}\delta\dot{z} = \frac{3\sigma}{2\rho_p R^3}\delta z. \quad (5.118)$$

де $\nu_m = \mu_m/\rho_m$ – кінематична в'язкість середовища. Тоді останнє диференціальне рівняння має загальний розв'язок:

$$\delta z(t) = C_1 e^{p_1 t} + C_2 e^{p_2 t}. \quad (5.119)$$

Корені p_1 і p_2 характеристичного рівняння

$$p^2 + 2np - \lambda^2 = 0, \quad (5.120)$$

де введений коефіцієнт згасання:

$$n = \frac{9\pi\nu_m}{2R^2}, \quad (5.121)$$

визначаються наступними залежностями:

$$p_{1,2} = -n \pm \sqrt{\lambda^2 + n^2}. \quad (5.122)$$

Константи інтегрування C_1 , C_2 визначаються з початкових умов. Зокрема, для початкового відхилення $\delta z(0) = 0$ початкової швидкості $\delta\dot{z}(0) = v_0$ маємо:

$$C_{1,2} = \pm \frac{v_0}{2\sqrt{\lambda^2+n^2}}. \quad (5.123)$$

Таким чином, розв'язок (5.117) рівняння (5.116) набуває наступного вигляду:

$$\delta z(t) = \frac{v_0}{\sqrt{\lambda^2+n^2}} e^{-nt} \operatorname{sh}(\sqrt{\lambda^2+n^2}t). \quad (5.124)$$

Варто зазначити, що отриманий раніше розв'язок (5.98) є окремим випадком (для $n = 0$) більш загального розв'язку (5.124).

Час T_s дроблення краплини з урахуванням сил опору визначається з умови (5.99), яка для випадку $n > 0$ зводиться до знаходження найменшого додатного кореня трансцендентного рівняння:

$$e^{-nT_s} \operatorname{sh}(\sqrt{\lambda^2+n^2}T_s) = \frac{R\sqrt{\lambda^2+n^2}}{\sqrt[3]{2}v_0}, \quad (5.125)$$

яке для випадку $n \ll \lambda$ із достатньою для практичних цілей точністю може бути спрощене до наступного кубічного рівняння:

$$\left(1 + \frac{1}{2}n^2T_s^2\right)T_s = \frac{R}{\sqrt[3]{2}v_0}, \quad (5.126)$$

корінь T_s якого може бути визначений із застосуванням ітераційної процедури:

$$T_s^{<i>} = \frac{T_{s1}}{1+0,5(nT_s^{<i-1>})^2}, \quad (5.127)$$

де T_{s1} – час «швидкого» дроблення, що визначається формулою (5.102); $<i>$, $<i-1>$ – номери поточного i попереднього кроку ітерації. При цьому за

початкове значення часу дроблення на нульовому ітераційному кроці зручно обирати $T_s^{<0>} = T_{s1}$.

Розглянемо приклад розрахунку вторинного дроблення краплинної рідини для наступних вихідних даних: густина рідини і середовища: $\rho_p = 1000 \text{ кг/м}^3$, $\rho_m = 200 \text{ кг/м}^3$; коефіцієнт поверхневого натягу $\sigma = 0,073 \text{ Н/м}$; коефіцієнт кінематичної в'язкості середовища $\nu_m = 5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; прискорення вільного падіння $g = 9,81 \text{ м/с}^2$; найбільший діаметр крапель $d_p^{max} = 0,5 \text{ мм}$; найбільша амплітуда і частота і вібраційного впливу: $A = 1 \text{ мм}$, $f_{max} = 1000 \text{ Гц}$; відстань від джерела вібрацій до рідинного шару $z_0 = 10 \text{ мм}$.

У результаті числових розрахунків встановлені наступні параметри: мінімальна частота вібраційного впливу на краплі максимального розміру $f_{min} = 431 \text{ Гц}$; критичний (мінімальний) діаметр краплин, що підлягають дробленню із максимальною частотою вібраційного впливу $d_{cr} = 0,28 \text{ мм}$; значення безрозмірних критеріїв Вебера: $We = 0,22 \ll 5,9$; $We_v = 170$; частотний коефіцієнт: $\lambda = 2,6 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$; коефіцієнт згасання: $n = 1,1 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$; час дроблення краплин $1,4 \text{ мс}$. Залежність перетікання процесу дроблення з часом наведено на рисунку 5.11.

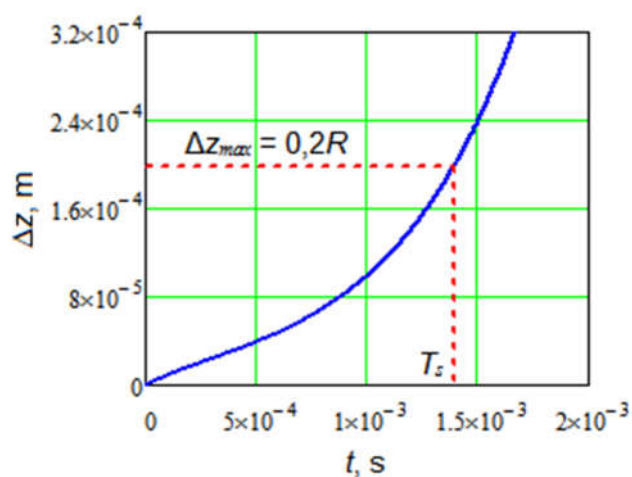


Рисунок 5.11 – Відносне віддалення частин краплі з часом

5.4 Висновки до п'ятого розділу

Таким чином, п'ятий розділ присвячено дослідженню вторинних процесів сепарації багатокomпонентних гетерогенних систем. Зокрема, створена математична модель гідродинаміки вловленої рідини зі сполученим конвективним теплообміном. У результаті розроблено математичну модель потоку плівки рідини у тривимірній постановці. Встановлено граничне значення безрозмірного критерія форми міжфазної поверхні стікаючої плівки рідини. Також розглянуто модель конвективного теплообміну при конденсації на охолоджуваних контактних елементах. У результаті отримано поле розподілу температури.

Також у розділі створено наукові основи визначення поверхні розділення фаз при сепарації багатокomпонентних гетерогенних систем. На основі запропонованої імовірнісної математичної моделі встановлено залежність для отримання значень поправочного коефіцієнта у формулі для питомої поверхні розділення фаз. Значення цього коефіцієнта визначається законом розподілу густини імовірності розмірів частинок дисперсної фази. Зокрема, мінімальне значення цього коефіцієнта становить 0,77 для рівномірного закону розподілу розмірів частинок у широкому діапазоні їх зміни. Також у випадку нормального закону розподілу цей коефіцієнт дорівнює 0,88.

Досліджено вторинне подрібнення крапель дисперсної фази. Встановлено залежності для граничних значень розмірів крапель. Визначено резонансну частоту вібраційного впливу. Отримано граничне значення діаметра нестабільних крапель і встановлено залежність часу подрібнення. Вперше теоретично обґрунтовано існування критичного значення числа Вебера, експериментально підтвердженого Г. І. Келбалієвим і З. І. Ібрагімовим.

Наукові результати, представлені у розділі, висвітлені у працях [11, 14] із переліку наукових праць, в яких опубліковані основні результати дисертації.

РОЗДІЛ 6

ІНТЕГРАЦІЯ НАУКОВО-ТЕОРЕТИЧНИХ ОСНОВ З ТЕОРІЯМИ НЕСТАЦІОНАРНИХ ГІДРОМЕХАНІЧНИХ І ТЕПЛОМАСООБМІННИХ ПРОЦЕСІВ ХІМІЧНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ

6.1 Уточнення математичних моделей процесу пневмокласифікації газодисперсних систем

6.1.1 Уточнення параметрів математичної моделі гідродинаміки двофазного потоку у пневмокласифікаторі змінного перерізу

Незважаючи на наявність великої кількості робіт, присвячених дослідженню процесу пневмокласифікації, та відповідних аналітичних, числових та експериментальних досліджень, досі не існує єдиної методики вивчення процесу пневматичної класифікації, що дозволяє створити спрощені, проте достовірні математичні моделі робочого процесу. Крім того, існує потреба у розробленні регресійних процедур для визначення параметрів аналітичних моделей на основі даних експериментальних досліджень. У зв'язку із цим, метою цього дослідження є розроблення математичної моделі гідродинаміки двофазного потоку в каналі дифузора пневмокласифікатора (рисунок 6.1).

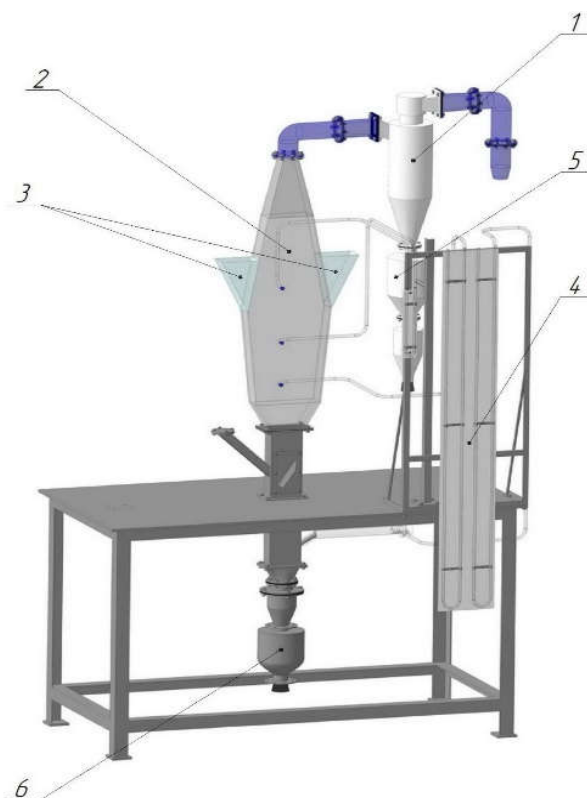
Завданнями такого дослідження є математичне моделювання особливостей висхідного потоку газу у вертикальному пневмокласифікаторі, математичне моделювання руху окремих твердих частинок у дифузорному каналі апарату та порівняння запропонованих моделей із результатами числового моделювання.

Вертикальний рух потоку газу у плоскому вертикальному дифузорному каналі (рисунок 6.2) описується наступним диференціальним рівнянням [595]:

$$\rho W_z \frac{dW_z}{dz} = -\frac{\lambda}{D} \frac{\rho W_z^2}{2}, \quad (6.1)$$

де ρ – густина, кг/м^3 ; Z – вертикальна координата, м; W_Z – вертикальна компонента швидкості газу, м/с; D – гідравлічний діаметр, м; $\lambda = C/\text{Re}^n$ – коефіцієнт гідравлічних втрат на тертя по довжині; $\text{Re} = D \cdot W_Z / \nu$ – число Рейнольдса; ν – кінематична в'язкість, $\text{м}^2/\text{с}$; C , n – безрозмірні емпіричні параметри, що підлягають оцінюванню за даними експериментальних досліджень.

У рівнянні (6.1), оскільки температура повітря всередині і зовні апарату однакові, масові сили, що діють на газовий потік, врівноважуються силою Архімеда. Отже, вплив масових сил є незначним.



1 – циклон; 2 – пневмокласифікатор; 3 – бак для вихідного матеріалу;
4 – манометри; 5 – бак для дрібної фракції; 6 – бак для грубої фракції

Рисунок 6.1 – Конструктивна схема стенда для дослідження руху газодисперсного потоку в плоскому каналі зі змінним перерізом

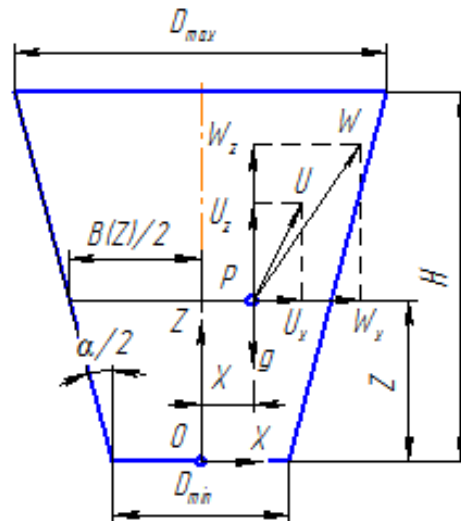


Рисунок 6.2 – Розрахункова схема руху газодисперсного потоку в плоскому каналі змінного перерізу

За методом найменших квадратів [560, 596] оцінювання емпіричних параметрів C та n здійснюється шляхом мінімізації наступного функціоналу похибки:

$$R = \sum_{k=1}^N \left\{ \left[(W_Z^{<0>})^n - \frac{Cv^n}{2\theta} \left(\frac{1}{D_0^n} - \frac{1}{D_k^n} \right) \right]^{\frac{1}{n}} - (W_Z^{<k>})^n \right\}^2 \rightarrow \min, \quad (6.2)$$

де $W_Z^{<0>}$, $W_Z^{<k>}$ – вертикальні компоненти газового потоку у початковому і поточному поперечному перерізі шириною D_0 та D_k , відповідно; k – номер перерізу; N – загальна кількість перерізів; α – кут розкриття дифузора, рад.

Зокрема, у випадку автотурбулентної області турбулентного руху ($n = 0$), метод найменших квадратів для визначення параметрів C , n може бути представлений у наступній формі:

$$R(C) = \sum_{k=1}^N \left\{ W_Z^{<0>} \left(\frac{D_k}{D_0} \right)^{-\frac{c}{2\alpha}} - W_Z^{<k>} \right\}^2 \rightarrow \min, \quad (6.3)$$

а умова мінімізації функціоналу похибки дозволяє встановити квазілінійну регресійну залежність для безрозмірного параметра C :

$$C = \frac{\sum_{k=1}^N \ln \frac{D_0}{D_k} \ln \frac{W_Z^{<k>}}{W_Z^{<0>}}}{\sum_{k=1}^N \ln \frac{D_0}{D_k}}. \quad (6.4)$$

Діапазон зміни C , n визначається режимом руху та може бути оцінений із застосуванням запропонованої регресійної процедури, основаної на отриманому рівнянні (6.4).

У результаті швидкість газу у перерізі k може бути визначено за формулою:

$$W_Z^{<k>} = W_Z^{<0>} \left(\frac{D_k}{D_0} \right)^{-\frac{c}{2\alpha}}. \quad (6.5)$$

За умов турбулентного гідродинамічного режиму внаслідок хаотичного руху мікрочастинок у потоці відбувається вирівнювання поля швидкості. У результаті, розподіл частинок у поперечних перерізах апарата характеризується більш плоскою кривою порівняно з типовим параболічним розподілом. У цьому випадку поперечну складову швидкості газу можна визначити, використовуючи таку залежність:

$$W_X = W_Z \left[\frac{2X}{B} \left(1 - \frac{2X}{B} \right) \right]^{\frac{1}{m}}, \quad (6.6)$$

де X – горизонтальна координата, м; B – ширина каналу, м; m – безрозмірний емпіричний параметр, що залежить від числа Рейнольдса та визначається за наступною формулою:

$$m = \frac{\sum_{p=1}^P \ln \left[\frac{2X_p}{B_p} \left(1 - \frac{2X_p}{B_p} \right) \right] \ln \frac{W_X^{<p>}}{W_X^{<0>}}}{2 \sum_{p=1}^P \ln \frac{W_X^{<p>}}{W_X^{<0>}}}. \quad (6.7)$$

У рівняння (6.7) введені наступні параметри: $W_X^{<0>}$, $W_X^{<p>}$ – горизонтальні компоненти швидкостей газового потоку у початковій та поточній точках перерізу шириною B_p ; p – номер експериментальної точки; P – загальна кількість експериментальних точок.

Варто зазначити, що запропонована залежність задовольняє наступні кінематичні граничні умови: $W_X(0, Z) = W_Z(0, Z) = 0$, $W_X(B/2, Z) = W_Z(B/2, Z) = 0$. Також параметр m визначає форму поля швидкості. Він визначається у результаті застосування методу найменших квадратів для мінімізації відхилень між теоретичними швидкостями та їх експериментальними значеннями.

При дослідженні гідродинаміки висхідного руху одиночної твердої частинки у газодисперсному потоці в каналі зі змінним перерізом (рисунок 6.2) передбачається, що зміни швидкості в поперечному напрямку не відбувається. Отже, сили зіткнення частинок між собою і стінками, сили тертя та інерції не враховуються для їх концентрації в потоці газу в діапазоні 0,005–0,010 м³/м³. У цьому випадку рух частинок [22, 246] описується наступним диференціальним рівнянням (рисунок 6.2):

$$\begin{cases} U_X \frac{dU_X}{dX} = \frac{3}{4} \zeta \frac{\rho}{\rho_p} \frac{(W_X - U_X)^2}{d_p^2}; \\ U_Z \frac{dU_Z}{dZ} = -g + \frac{3}{4} \zeta \frac{\rho}{\rho_p} \frac{(W_Z - U_Z)^2}{d_p^2}, \end{cases} \quad (6.8)$$

де g – прискорення вільного падіння, м/с²; ρ_m – густина газодисперсної суміші, кг/м³; d_p – еквівалентний діаметр дисперсної частинки, м; U_X , U_Z – горизонтальна і вертикальна компоненти швидкості частинки, м/с; $\zeta = 0,44$ – коефіцієнт гідродинамічного опору як функція числа Рейнольдса у діапазоні 800–1000 для двофазного потоку.

У результаті застосування числового моделювання із застосуванням методу Рунге–Кутти четвертого порядку отримано рисунок 6.3 а, який представляє зміну вертикальної та горизонтальної компонентів швидкості частинок і суцільної фази по висоті каналу. Результуючі траєкторії газового потоку і частинок представлені на рисунку 6.3 б.

Отримані траєкторії дозволяють зробити висновок, що тверді частинки в нижній частині апарату мають відносно незначну швидкість, яка поступово збільшується по висоті під впливом потоку газу. Крім того, вертикальні компоненти швидкості значно більші за горизонтальні, що переміщують частинки до стінок каналу.

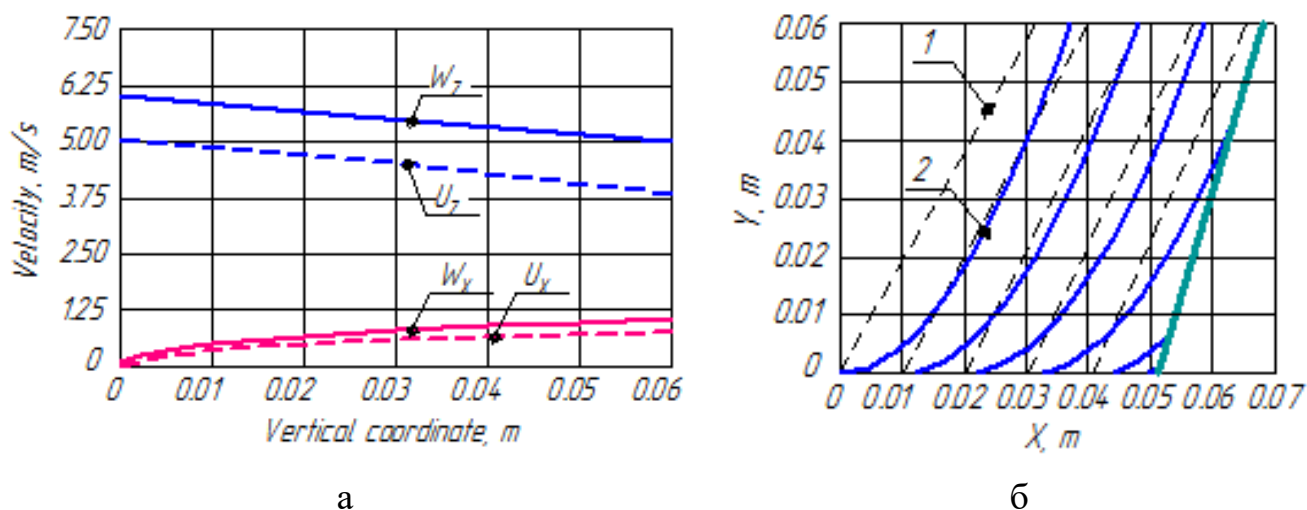


Рисунок 6.3 – Залежності вертикальної та горизонтальної швидкостей (а) і траєкторій потоку газу 1 та частинок 2 (б)

Оцінюючи траєкторії частинок, можна зробити висновок, що вплив потоку газу на окрему частинку є значним. Слід додатково зазначити, що діапазон зміни об'ємної концентрації твердої фази впливає на рух дисперсного потоку.

6.1.2 Нестационарна задача про визначення концентрації дисперсної фази у процесі пневмокласифікації механічних сумішей

Варто зазначити, що дія сил тертя на частинки та стиснення потоку суттєво впливають на перерозподіл швидкості частинок у газодисперсному потоці. Одночасно з тим витрати газу зменшуються за рахунок додаткового гідравлічного опору внаслідок скупчення сипкого матеріалу в агломерати.

Розглянуто процес зміни у просторі та часі концентрації дисперсних частинок у пневмокласифікаторі призматичної форми зі змінними перерізом. У разі незначної зміни фізичних параметрів у поперечному напрямку ($\partial/\partial x = 0$) та відносно незначних значень поперечної компоненти швидкості ($|dx/dt| \ll |v(y)|$) рівняння, що описує робочий процес, набуває наступного вигляду [597]:

$$\frac{\partial c_p(y,t)}{\partial t} = v(y) \frac{\partial c_p(y,t)}{\partial y} + k_y [c_* - c_p(y,t)], \quad (6.9)$$

де t – час, с; x, y – поперечна і вертикальна координати, м; v – вертикальна компонента швидкості потоку, м/с; c_p – концентрація дрібнодисперсних частинок у потоці, кг/кг; c_* – рівноважна концентрація частинок дисперсної фази у зваженому шарі, кг/кг; k – емпіричний коефіцієнт винесення, с⁻¹.

У роботі [491] докладно описано спосіб розв'язання рівняння (6.9) із застосуванням перетворення Лапласа [598]. У результаті отримано загальний розв'язок нестационарної задачі про визначення концентрації дисперсної фази у процесі пневмокласифікації механічних сумішей:

$$c_p(y,t) = c_* + (c_{p0} - c_*) \left\{ \exp\left(-\frac{k}{v}y\right) H\left(t - \frac{y}{v}\right) + \exp(-kt) \left[1 - H\left(t - \frac{y}{v}\right)\right] \right\}. \quad (6.10)$$

Варто зазначити, що цей розв'язок асимптотично наближається до наступної кривої:

$$c_{p\infty}(y) = \lim_{t \rightarrow \infty} c_p(y, t) = c_* + (c_{p0} - c_*) \exp\left(-\frac{k}{v}y\right). \quad (6.11)$$

Це рівняння описує стан рівноваги у результаті розв'язання стаціонарної задачі про концентрацію дрібнодисперсних частинок.

Уведення безрозмірних координат

$$\eta = \frac{ky}{v}; \quad \tau = \frac{vt}{y} \quad (6.12)$$

і критерія

$$\bar{c}_p = \frac{c_p}{c_{p0}}; \quad \alpha = \frac{c_*}{c_{p0}}; \quad \bar{c}_{p\infty} = \frac{c_{p\infty}}{c_{p0}} \quad (6.13)$$

дозволяє переписати залежності у наступній універсальній формі:

$$\bar{c}_p(\eta, \tau) = \alpha + (1 - \alpha)\{e^{-\eta}H(\tau - 1) + e^{-\eta\tau}[1 - H(\tau - 1)]\}; \quad (6.14)$$

$$\bar{c}_{p\infty}(\eta) = \alpha + (1 - \alpha)e^{-\eta}, \quad (6.15)$$

представленій графічно на рисунку 6.4.

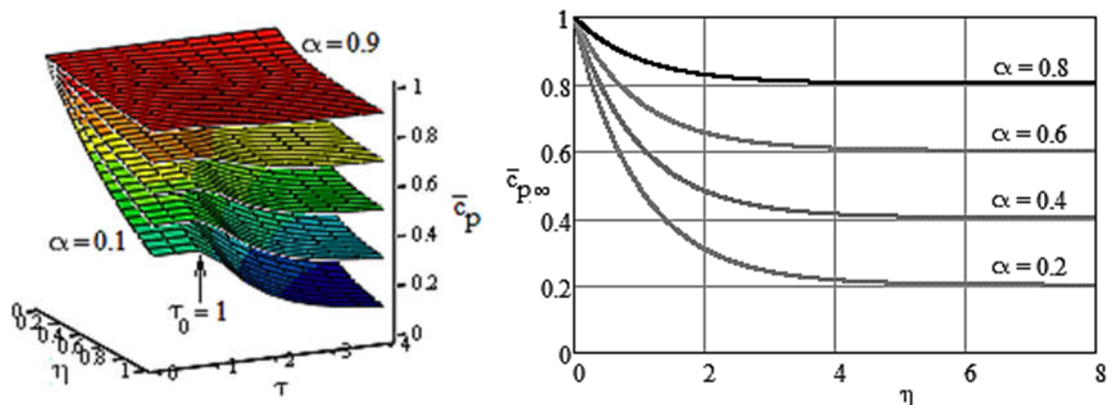


Рисунок 6.4 – Поверхня зміни концентрації дрібнодисперсних частинок у зваженому шарі (а) та відповідна універсальна характеристика (б)

Рисунок 6.4 свідчить про існування безрозмірного часу $\tau_0 = 1$ як граничного значення, після якого концентрація починає зменшуватись по висоті. Отже, через залежність (6.1.12) відповідний час визначається за формулою:

$$t_0 = \left. \frac{y\tau}{v} \right|_{\tau=\tau_0=1} = \frac{y}{v}. \quad (6.16)$$

Результати вищезазначених досліджень дозволяють створити методику розрахунку вертикальних гравітаційних пневмокласифікаторів шляхом практичної реалізації розробленої математичної моделі при моделюванні робочого процесу та при проектуванні відповідного технологічного обладнання.

6.1.3 Оцінювання параметрів математичної моделі гідромеханічних процесів пневмокласифікації

Ідентифікація параметрів математичної моделі гідромеханічних процесів пневмокласифікації ґрунтується на розгляді загального рівняння [490]:

$$w \frac{dw}{dz} = -\frac{\lambda w^2}{D 2}, \quad (6.17)$$

де w – швидкість суцільної фази в залежності від висоти z апарата; D – гідравлічний діаметр; λ – коефіцієнт гідравлічних втрат на тертя до довжині

$$\lambda = \frac{C}{Re^n}, \quad (6.18)$$

який залежить від числа Рейнольдса

$$Re = \frac{wD}{\nu} \quad (6.19)$$

і режиму руху середовища (параметрів C , n). Так, зокрема, для ламінарного режиму $n = 1$, для автомодельної області турбулентного режиму – $n = 0$.

У загальному випадку турбулентного руху середовища $0 < n < 1$. Також число Рейнольдса (6.19) містить кінематичну в'язкість середовища.

Формула (6.18) для коефіцієнта тертя з урахуванням виразу (6.19) для числа Рейнольдса набуває такого вигляду:

$$\lambda = \frac{C\nu^n}{D^n w^n}, \quad (6.20)$$

Урахування цього виразу дозволяє переписати диференціальне рівняння (6.17), яке після тотожних перетворень і розділення змінних інтегрування набуває наступного вигляду:

$$\frac{dw}{w^{1-n}} = -\frac{C\nu^n}{2D^{n+1}} dz. \quad (6.21)$$

Зокрема, для випадку ламінарного руху суцільної фази, після інтегрування з урахуванням граничної умови $w(0) = w_0$ (w_0 – початкова швидкість) можна отримати наступний вираз для швидкості газового потоку:

$$w(z) = \frac{w_0}{1 + \frac{\lambda z}{2D}}. \quad (6.22)$$

Зокрема, для випадку автомодельної області турбулентного режиму суцільної фази ($n = 0$) диференціальне рівняння (6.21) набуває вигляду:

$$\frac{dw}{w} = -\frac{c}{2D} dz. \quad (6.23)$$

Після його інтегрування можна отримати наступний вираз для швидкості газового потоку:

$$w(z) = w_0 e^{-\frac{\lambda z}{2D}}. \quad (6.24)$$

У загальному випадку турбулентного руху середовища ($0 < n < 1$) диференціальне рівняння (6.21) має загальний розв'язок:

$$\int_{w_0}^w \frac{dw}{w^{1-n}} = -\int_0^z \frac{c v^n}{2D^{n+1}} dz, \quad (6.25)$$

або після інтегрування і тотожних перетворень:

$$w(z) = \frac{w_0}{\left(1 + \frac{n\lambda z}{2D}\right)^{\frac{1}{n}}}. \quad (6.26)$$

Таким чином, отримані вирази (6.22), (6.24) та (6.26) дозволяють визначати розподіл швидкості суцільної фази по висоті пневмокласифікатора.

Важливе практичне значення при проектуванні пневмокласифікаторів має визначення критичної висоти H_{cr} , на якій швидкість потоку досягає свого критичного значення w_{cr} , за якого швидкість частинок дисперсної фази змінює свій знак (витання частинок). Для визначення цієї висоти вводиться додатковий

параметр – базова висота H^* – висота, за якої швидкість ламінарного руху суцільної фази зменшується удвічі. З рівняння (6.26) ця висота становить:

$$H^* = \frac{2D}{\lambda}. \quad (6.27)$$

При цьому, критична висота визначатиметься з наступного рівняння:

$$H_{cr} = \frac{H^*}{n} \left[\left(\frac{w_0}{w_{cr}} \right)^n - 1 \right]. \quad (6.28)$$

У результаті переходу до безрозмірних параметрів

$$\bar{H}_{cr} = \frac{H_{cr}}{H^*}; \bar{w}_{cr} = \frac{w_{cr}}{w_0} \quad (6.29)$$

можна остаточно отримати наступний вираз:

$$\bar{H}_{cr} = \frac{1}{n} \left(\frac{1}{\bar{w}_{cr}^n} - 1 \right). \quad (6.30)$$

Це співвідношення дозволяє побудувати зону ефективної роботи пневмокласифікатора (рисунок 6.5) як область між кривими 1 та 2, що відповідають, відповідно, ламінарному режиму та автотурбулентній зоні турбулентного режиму

$$\bar{H}_{cr}^{(1)} = \frac{1}{\bar{w}_{cr}} - 1; \bar{H}_{cr}^{(2)} = \lim_{n \rightarrow 0} \left[\frac{1}{n} \left(\frac{1}{\bar{w}_{cr}^n} - 1 \right) \right] = -\ln(\bar{w}_{cr}), \quad (6.31)$$

а також обмеженій знизу та угорі мінімальним і максимальним значеннями критичної висоти, які позначені відповідно \bar{H}_{cr}^{min} та \bar{H}_{cr}^{max} .

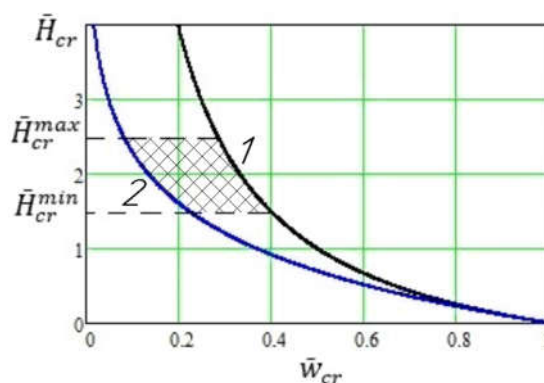


Рисунок 6.5 – Зона ефективної роботи пневмокласифікатора

Отримані залежності також дозволяють оцінювати функцію розподілу швидкості потоку для апарата ромбічної форми. У цьому випадку залежність гідравлічного діаметра від геометричних розмірів $b \times h$ перерізу пневмокласифікатора (для випадку $h/b \ll 1$) $D \approx 2h$.

Варто зазначити, що запропонована загальна залежність (6.26) для визначення функції розподілу швидкості потоку по висоті пневмокласифікатора містить параметри λ , n , значення яких можуть бути оцінені шляхом застосування теорії ідентифікації параметрів за даними експериментальних досліджень.

Зокрема, для випадку ламінарного режиму ($n = 1$), відповідно до рівняння (6.22) із застосуванням процедури квазілінійного регресійного аналізу функцією цілі є сумарна квадратична похибка як функція коефіцієнта тертя:

$$R_L(\lambda) = \sum_{k=1}^N \left[z_k \frac{\lambda}{2D} - \left(\frac{w_0}{w_k} - 1 \right) \right]^2 \rightarrow \min, \quad (6.32)$$

де w_k – швидкість потоку у k -му перерізі $z = z_k$ ($k = 1, 2, \dots, N$); N – загальна кількість перерізів.

Умовою мінімуму цього функціонала є рівність нулю похідної з невідомим параметром:

$$\frac{dR_L(\lambda)}{d\lambda} = \frac{1}{D} \sum_{k=1}^N \left[z_k \frac{\lambda}{2D} - \left(\frac{w_0}{w_k} - 1 \right) \right] z_k = 0. \quad (6.33)$$

Таким чином, шуканий параметр визначається за наступною формулою:

$$\lambda = 2D \frac{\sum_{k=1}^N \left(\frac{w_0}{w_k} - 1\right) z_k}{\sum_{k=1}^N z_k^2}. \quad (6.34)$$

У випадку автомодельної області турбулентного режиму ($n = 0$), відповідно до рівняння (6.24) функцією цілі є наступна сумарна квадратична похибка:

$$R_A(\lambda) = \sum_{k=1}^N \left[z_k \frac{\lambda}{2D} - \ln \frac{w_0}{w_k} \right]^2 \rightarrow \min, \quad (6.35)$$

умова мінімуму якої

$$\frac{dR_A(\lambda)}{d\lambda} = \frac{1}{D} \sum_{k=1}^N \left[z_k \frac{\lambda}{2D} - \ln \frac{w_0}{w_k} \right] z_k = 0 \quad (6.36)$$

дозволяє встановити шуканий коефіцієнт тертя:

$$\lambda = 2D \frac{\sum_{k=1}^N z_k \ln \frac{w_0}{w_k}}{\sum_{k=1}^N z_k^2}. \quad (6.37)$$

У загальному випадку турбулентного руху середовища відповідно до рівняння (6.26) рівнозначними функціями цілі є наступні сумарні квадратичні похибки:

$$\begin{aligned} R_{T1}(\bar{\lambda}, n) &= \sum_{k=1}^N \left\{ z_k \bar{\lambda} - \left[\left(\frac{w_0}{w_k} \right)^n - 1 \right] \right\}^2 \rightarrow \min; \\ R_{T2}(\bar{\lambda}, n) &= \sum_{k=1}^N \left[\ln(1 + \bar{\lambda} z_k) - n \ln \left(\frac{w_0}{w_k} \right) \right]^2 \rightarrow \min, \end{aligned} \quad (6.38)$$

які містять модифікований коефіцієнт тертя:

$$\bar{\lambda} = \frac{n\lambda}{2D}. \quad (6.39)$$

У цьому випадку умови мінімуму функціоналів (6.38) зводяться до наступної системи лінійних алгебраїчних рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{\partial R_{T1}(\bar{\lambda}, n)}{\partial \bar{\lambda}} = 2 \sum_{k=1}^N \left\{ z_k \bar{\lambda} - \left[\left(\frac{w_0}{w_k} \right)^n - 1 \right] \right\} z_k = 0; \\ \frac{\partial R_{T2}(\bar{\lambda}, n)}{\partial n} = -2 \sum_{k=1}^N \left[\ln(1 + \bar{\lambda} z_k) - n \ln \left(\frac{w_0}{w_k} \right) \right] \ln \left(\frac{w_0}{w_k} \right) = 0, \end{cases} \quad (6.40)$$

корені якої дозволяють встановити шукані параметри:

$$\begin{cases} \bar{\lambda} = \frac{\sum_{k=1}^N \left[\left(\frac{w_0}{w_k} \right)^n - 1 \right] z_k}{\sum_{k=1}^N z_k^2}; \\ n = \frac{\sum_{k=1}^N \ln(1 + \bar{\lambda} z_k) \ln \left(\frac{w_0}{w_k} \right)}{\sum_{k=1}^N \ln^2 \left(\frac{w_0}{w_k} \right)} \end{cases} \quad (6.41)$$

застосовуючи метод простих ітерацій послідовно для параметрів $\bar{\lambda}$ та n . Відповідна блок-схема наведена у додатку Ц.

6.2 Дослідження процесу вимивання поживних речовин з капсульованих мінеральних добрив

6.2.1 Математична модель процесу дифузії у нестационарній постановці

Аналіз експериментальних даних, отриманих Науково-дослідним інститутом мінеральних добрив і пігментів Сумського державного університету свідчить, що кінетика вимивання азоту з капсул дозволяє створити методику оцінювання параметрів диференціального рівняння першого порядку частинних

похідних процесу масопередачі, що описує фізичний процес зміни концентрації речовини у просторі та часі [16]:

$$\frac{\partial C(y,t)}{\partial t} = v \frac{\partial C(y,t)}{\partial y} + k[C_* - C(y,t)], \quad (6.42)$$

де C – концентрація азоту в гранулі, мг/кг; C_* – гранична концентрація азоту, мг/кг; t – час, тижд.; v – швидкість вивільнення азоту з гранули, мм/тижд.; y – координата, мм; k – коефіцієнт розчинення [45], що оцінюється за експериментальними даними, тижд.⁻¹.

Ураховуючи потенційну екологічну небезпеку від високих показників удобрення, водорозчинний азот було обрано головним компонентом для забезпечення безпеки добрив. Попереднє зволоження ґрунту та кількість циклів промивання моделювались природними погодними умовами в межах проведених агрохімічних методів. При цьому швидкість розчинення гранул залежить від складу та товщини фосфатовмісного покриття.

Оскільки час розчинення покриття фосфатовмісної гранули значно більший за час розчинення азоту, при розробленні математичної моделі вимивання поживних речовин з гранули було враховано наступне припущення [599, 600]: матеріал покриття складно розчиняється, а фізичні властивості залишаються незмінними впродовж періоду розчинення азотного ядра добрива.

Отже, кількість розчиненої діючої речовини в ґрунті є основним предметом дослідження. Це дозволяє спростити рівняння (6.42) до форми:

$$\frac{dC(t)}{dt} = k[C_* - C(t)]. \quad (6.43)$$

Виражаючи концентрацію $C = (1 - \Delta C)$ через параметр ΔC вивільнення азоту з ґрунту під час розчинення добрива, попереднє рівняння після тотожних перетворень набуває такої форми:

$$\frac{d\Delta C}{dt} + k\Delta C = k\Delta C_*, \quad (6.44)$$

де ΔC^* – граничне значення втрат азоту з ґрунту у процесі розчинення добрива, мг/кг.

Загальний розв’язок лінійного неоднорідного диференціального рівняння першого порядку (6.44) для початкової умови $\Delta C(0) = \Delta C_0$ набуває наступного вигляду [491]:

$$\Delta C(t) = \Delta C_0 \exp(-kt) + \Delta C_*[1 - \exp(-kt)]. \quad (6.45)$$

де ΔC_0 – початкове вивільнення азоту з добрива, мг/кг.

Зміст граничної концентрації полягає у тому, що концентрація $C \rightarrow C^*$ досягається для $t \rightarrow \infty$. Варто зазначити, що рівняння (6.44) та його розв’язок (6.45) задовольняє вищезазначеним умовам.

Відповідно до спрощуючого припущення, що процес вимивання ґрунту відбувається відносно рівномірно під час удобрення, кількість циклів вивільнення N можна визначити через відповідну частоту f , циклів/тиждень: $N = f \cdot t$. У цьому випадку введення безрозмірного емпіричного коефіцієнта $\alpha = k/f$ дозволяє переписати загальний розв’язок (6.45) у такій формі:

$$\Delta C(N) = \Delta C_0 \exp(-\alpha N) + \Delta C_*[1 - \exp(-\alpha N)]. \quad (6.46)$$

Оскільки гранична концентрація значно змінюється для різних гранульованих добрив, існує необхідність перетворення математичної моделі (6.46) до уніфікованої. Так, для початкових втрат $\Delta C_0 = 0$ після введення безрозмірної концентрації

$$\Delta \bar{C} = \frac{\Delta C}{\Delta C_*}; \quad 0 \leq \Delta \bar{C} < 1 \quad (6.47)$$

можна отримати наступну модель, визначену лише через безрозмірні параметри:

$$\Delta\bar{C}(N) = 1 - \exp(-\alpha N). \quad (6.48)$$

6.2.2 Оцінювання параметрів процесу вимивання поживних речовин з ґрунту за результатами експериментальних досліджень

Варто зазначити, що параметр α визначається у результаті регресійного аналізу із застосуванням ідентифікації параметрів розробленої математичної моделі за наявними експериментальними даними [387]. З цією метою впроваджується процедура квазілінійного оцінювання параметрів і мінімізації функціонала сумарної квадратичної похибки за методом найменших квадратів [44] для моделі (6.46):

$$R(\alpha) = \sum_{i=1}^n \left[\alpha N_i - \frac{\ln(\Delta C_* - \Delta C_i)}{\Delta C_* - \Delta C_0} \right]^2 \rightarrow \min, \quad (6.49)$$

де i – номер експерименту; n – загальна кількість експериментальних точок; $N_i, \Delta C_i$ – експериментальні значення параметрів масообмінного процесу.

Прирівнювання до нуля похідної від функціонала похибки відносно невідомого параметра

$$\frac{dR(\alpha)}{d\alpha} = 2 \sum_{i=1}^n \left[\alpha N_i - \frac{\ln(\Delta C_* - \Delta C_i)}{\Delta C_* - \Delta C_0} \right] N_i = 0 \quad (6.50)$$

дозволяє отримати квазілінійну регресійну модель оцінювання безрозмірного коефіцієнта:

$$\alpha = \frac{\sum_{i=1}^n N_i \frac{\ln(\Delta C_* - \Delta C_i)}{\Delta C_* - \Delta C_0}}{\sum_{i=1}^n N_i^2}. \quad (6.51)$$

Для вищезазначеної універсальної моделі (6.49) залежність (6.51) істотно спрощується:

$$\alpha = \frac{\sum_{i=1}^n N_i \ln(1 - \Delta \bar{C}_i)}{\sum_{i=1}^n N_i^2}. \quad (6.52)$$

Варто зазначити, що параметра α може бути визначено напряду за експериментальною кривою вимивання ґрунту як тангенс початкового кута нахилу кривої “ $N - \Delta C$ ”. Ця обставина є виправданою з огляду на наступну тотожність як результат аналітичного аналізу рівняння (6.48):

$$\alpha = \lim_{N \rightarrow 0} \frac{d\Delta \bar{C}}{dN}. \quad (6.53)$$

Коефіцієнт α визначається окрема для кожного виду добрив. Цього значення залежить від ступеня насичення ґрунту активними речовинами та граничним рівнем вимивання. Цей факт обумовлено різними дифузійними властивостями фосфатовмісних мембран та їх складу. Тому швидкість розчинення зовнішнього шару гранул капсульованих добрив та вивільнення азоту значно відрізняються [148].

Залежність (6.46) дозволяє оцінювати час T вивільнення азоту з ґрунту з точки зору допустимого рівня вимивання $[\Delta C]$, мг/кг [143]:

$$T = \frac{1}{k} \ln \frac{\Delta C_* - \Delta C_0}{\Delta C_* - [\Delta C]}. \quad (6.54)$$

Зокрема, для значень $\Delta C_0 = 0$ and $[\Delta C] = 0,95C_*$, можна отримати $T_{0,95} = 3/k$. Ця залежність дозволяє експериментально отримати значення коефіцієнта розчинення $k = 3/T_{0,95}$, де $T_{0,95}$ – час 95 % вивільнення добрив (параметр розчинення $p = 0,95$). Для конкретного значення параметра p справедлива наступна залежність:

$$k = \beta/T_p, \quad (6.55)$$

де $\beta = -\ln(1 - p)$ – безрозмірний параметр, що визначається за результатами експериментальних досліджень у додатку Ш.

Зокрема, для періоду напіввивільнення $T_{0,5}$ ($p = 0,5$) коефіцієнт розчинення становить $k = 0,69/T_{0,5}$.

6.3 Дослідження дисперсного складу крапель аерозолі у процесі розпилення рідини з поверхнево-активними полімерними домішками

засобів захисту рослин, модифікованих різними хімічними речовинами, що широко застосовуються в сільському господарстві. Їх застосування спрямоване на боротьбу з небажаними організмами, стимулювання стійкості рослин до збудників хвороб і захисту від впливу руйнівних факторів. При цьому, під час усіх агротехнічних операцій шукають найпоширеніші культури найвищої якості [268, 269]. Важливим аспектом, який слід враховувати, є питання мінімізації ризику для людей та навколишнього середовища, пов'язаного із використанням засобів захисту рослин. У зв'язку з діючими нормативними актами було введено припущення, згідно з яким всі сільськогосподарські види діяльності повинні розглядатися з урахуванням екологічних, економічних і соціальних аспектів [270]. Правильна реалізація агротехнічних процедур повинна здійснюватися за принципами надійних засобів і способів захисту рослин. Це дозволить досягти запланованої ефективності, зберігаючи екологічні та економічні показники.

Однією з найважливіших проблем при застосуванні засобів захисту рослин є проблема розприскування під час вітру. Для обмеження цього негативного явища було введено низку рекомендацій, що дозволяють проводити конкретні операції в заданих атмосферних умовах. При цьому необхідно прагнути до зменшення розмірів крапель розприскуваної речовини. Для цього змінюють

склад розчину, що підлягає обприскуванню [271, 272]. Ще одним важливим питанням є забезпечення рівномірності застосовуваного розпилення, а отже, покриття заданих поверхонь [273]. Основними фізико-хімічними параметрами рідин, що впливають на процес розпилення, є в'язкість, коефіцієнт поверхневого натягу та густина.

При цьому, типовими діапазонами, характерними для рідин, використовуваних у сільському господарстві [274], є в'язкість 10^{-3} – 10^{-2} Па·с, густина 800–1200 кг/м³ і коефіцієнт поверхневого натягу 0,020–0,073 Н/м.

У сільському господарстві для обприскування культур зазвичай використовують ротаційні пульверизатори, при застосуванні яких необхідно отримати аерозоль належної якості, що характеризується ступенем і рівномірністю розпилення. Для ефективного захисту рослинних культур необхідно генерувати краплі аерозолу конкретного розміру та забезпечувати рівномірне покриття. У цій сфері було проведено ряд експериментальних досліджень, що показують вплив додавання полімерів і поверхнево активних речовин на характеристики отриманого аерозолу.

Експерименти проводилися на спеціально адаптованій підставці, головним елементом якої був аналізатор частинок «Spraytec» виробництва «Malvern». Для дослідження було використано модифікований вихровий розпилювач. Зміна конструкції стосувалася насамперед введення додаткової газової фази (повітря), що дозволило інтенсифікувати процес розпилення. Це також сприяло зменшенню споживання випробуваної рідини. Вивчено вплив трьох різних полімерних домішок: водних розчинів карбоксиметилцелюлози натрію, водних розчинів гуарової камеді та водних розчинів поліакриламід (Rokrysol WF-2). Продемонстровано вплив концентрації домішок на процес розпилення. Визначено також фізико-хімічні та реологічні властивості досліджуваних рідин. У додатку Щ наводяться приклади радіального розподілу частинок, отриманих під час обприскування випробуваних рідин за однакових робочих умов.

Показано, що кожна з використаних добавок сприяла утворенню крапель з більшим діаметром і суттєво впливала на характер отриманого потоку [601].

Крім того, при збільшенні концентрації полімерної домішки спостерігалось також збільшення середніх діаметрів Саутера. Особливо значні зміни помітні в центральній області потоку. При оптимізації робочих параметрів процесу також видно вплив додавання поверхнево-активних речовин на зменшення дисперсії розмірів одержуваних крапель. Що стосується сільськогосподарського застосування, то необхідно отримувати аерозоль, що характеризується найбільш монодисперсним розподілом із заданим діаметром краплі. Це означає краще покриття рослин, менший дрейф частинок, а також сприяє нівелюванню коалесценції крапель, завдяки чому спостерігається краща ефективність використовуваних речовин.

6.4 Висновки до шостого розділу

Таким чином, шостий розділ присвячено поширенню отриманих закономірностей на методи теоретичних і експериментальних досліджень у галузі хімічної технології та інженерії. Зокрема, запропоновано уточнену математичну модель гідродинаміки двофазного потоку у пневмокласифікаторі змінного перерізу. Проведено математичне моделювання двофазного газодисперсного потоку у вертикальному пневмокласифікаторі. Також розглянуто нестационарну задачу про визначення концентрації дисперсної фази у процесі пневмокласифікації механічних сумішей. Отриману модель поширено на дослідження процесу вимивання поживних речовин з капсульованих мінеральних добрив. Також досліджено дисперсний склад аерозолю у процесі його розпилення.

Наукові результати, представлені у розділі, частково висвітлені у працях [8, 9, 15, 26] із переліку наукових праць, в яких опубліковані основні результати дисертації.

РОЗДІЛ 7

АПРОБАЦІЯ ТА ПРАКТИЧНА РЕАЛІЗАЦІЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ДИСЕРТАЦІЙНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ

7.1 Розроблення методики класифікації сепараційного обладнання за конструкторсько-технологічними ознаками

7.1.1 Імплементация модульного підходу при конструюванні, виготовленні деталей і складанні вузлів сепараційного обладнання

До переваг модульного підходу при проектуванні сепараційного обладнання відносяться зменшення масогабаритних характеристик обладнання і поєднання в одному модулі декількох технологічних процесів. Все це, у свою чергу, спрощує процес розроблення і впровадження автоматизованих систем управління та підвищує якість підготовки продукту.

Для забезпечення модульного підходу при проектуванні сепараційного обладнання проводились як теоретичні, так і експериментальні дослідження розроблених модульних сепараційних пристроїв. У результаті було визначено їх гідродинамічні показники та ефективність розділення в кожному з них. Також було розглянуто різні їх комбінації, а також способи встановлення в сепараційне обладнання. Вони були розділені на вхідні, основні та вихідні.

З визначених гідродинамічних показників потоку було зроблено висновок про їх оптимальне компонування. При цьому брались до уваги розподіл швидкості та тиску на виході із сепараційних елементів, а також вторинні процеси, які можуть виникати як під час протікання основного процесу, так і на виході з апарату на непроектованих режимах, впливаючи на процес розділення у наступних модулях. Також було обрано сепараційне обладнання, у якому найдоцільніше встановлювати кожен з розроблених елементів. Результати аналізу отриманих даних наведені у додатку Ю.

При цьому, при конструюванні апарату в цілому необхідно враховувати можливість зміни пакету існуючих модулів на інший, тобто можливість ефективного розбирання та складання сепараторів [602]. Для цього необхідно намагатись виключати нероз'ємні з'єднання між апаратом та рамою пакету модульних сепараційних елементів.

Варто зазначити, що ефективність технологічного процесу складання–розкладання сепараційного обладнання забезпечується за рахунок розроблення спеціальних верстатних пристроїв, що застосовуються під час виготовлення модульних сепараційних пристроїв [603–605].

Таким чином, застосування оптимізаційного компонування при проектуванні окремих сепараційних елементів та обладнання у цілому дозволяє одночасно вивести на новий рівень основні робочі параметри, ефективність та інтенсивність сепарації, продуктивність, зменшити матеріалоємність розділювачів та капітальні і експлуатаційні затрати при їх виробництві, а також енергетичні затрати на транспортування та переробку нафти [606].

7.1.2 Конструкторсько-технологічна класифікація уніфікованих модулів пристроїв розділення гетерогенних систем

Існуюча класифікація модульних сепараційних пристроїв (МСП) лише за конструкторськими ознаками не відображає технологічні аспекти, особливо важливі при проектуванні та виготовленні не лише модульних сепараційних пристроїв, але й пристроїв для їх виготовлення [607]. Тому у новій класифікації необхідно розглянути як конструкції МСП, так і врахувати технологічні аспекти їх виробництва. На основі комплексного аналізу МСП та їх основних технологічних ознак, запропоновано конструкторсько-технологічну класифікацію, у якій враховано всі можливі конструкції МСП. Відповідна класифікація наведена у додатку Ю.

За типом оброблення МСП можна поділити на три категорії: МСП, більшість деталей яких підлягають механічній обробці різанням; МСП, що

виготовляються за допомогою слюсарних операцій; МСП, що виготовляються за допомогою адитивних технологій та не потребують механічного оброблення.

Елементи МСП можуть бути металевими, неметалевими та комбінованими, що впливає на вибір різального інструменту та режимів різання при механічному обробленні деталей МСП. За формою поперечного перерізу сепараційних каналів МСП також поділяються на три категорії: з округлих деталей, з деталей плоскої форми, з деталей складної форми. Такий поділ дозволяє забезпечити вибір типу технологічного обладнання, на якому буде виконуватись оброблення деталей МСП.

За масою МСП класифікуються на легкі (менше 10 кг), середні (10–100 кг) та важкі (більше 100 кг), що також визначає вибір технологічного обладнання, на якому буде виконуватись механічне оброблення. За габаритними розмірами МСП поділяються на малі (менше 100×100×100 мм), середні (100×100×100–1000×1000×1000 мм) та великі (більше 1000×1000×1000 мм), що визначає габаритні розміри верстатних пристроїв, у яких виготовляються деталі МСП.

Таким чином, розроблено конструкторсько-технологічну класифікацію МСП, що включає конструкторські та технологічні ознаки їх виготовлення. На основі даної класифікації можна розробляти структурний код вибору МСП для конкретних виробничих потреб, а також здійснювати автоматизоване проектування технологічних процесів виготовлення та складання деталей МСП [608] у вузли на основі бібліотек МСП. Такий підхід може застосовуватись у інформаційно-пошукових системах та дозволить скоротити терміни конструкторської та технологічної підготовки виробництва.

7.2 Розроблення нових енергоефективних пристроїв сепарації високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку

У результаті моделювання основних і вторинних процесів різної природи, що супроводжують процес сепарації багатокомпонентних гетерогенних систем, а також з метою інтенсифікації процесу розділення газорідних сумішей,

запропоновано ряд нових способів сепарації та конструкції відповідних пристроїв. Зокрема, у додатку Я представлено пристрій для сепарації дисперсної рідини з газового потоку [609]. Пристрій складається з обтікаючого елемента на вході потоку в корпус та кільця жорсткості на виході потоку з корпусу, які з'єднані між собою повздовжніми лопатками, закріпленими на них по діаметру під кутом. Лопатки на обтікаючому елементі закріплені жорстко, а на кільці жорсткості – на пружних елементах, з можливістю вигинання лопаток під дією динамічного тиску. Сфера використання пристрою – відділення краплинної рідини з газового потоку у нафтогазовій, хімічній та інших галузях промисловості. За аналог обрано аксіально-тангенційний сепараційний пристрій Калашникова А. Н. [610], призначений для відділення рідини з газового потоку.

Виконання пристрою для сепарації дисперсної рідини з газового потоку в сукупності з усіма суттєвими ознаками, включаючи відмінні, дозволяє досягти постійного високого значення ефективності розділення в умовах різких перепадів швидкостей та об'ємної концентрації газового потоку за рахунок динамічного регулювання гідравлічного опору та, відповідно, швидкості потоку, а також запобігти потраплянню критичних об'ємів рідини до сепараційного обладнання та виходу на пробкові режими роботи.

У додатку Я представлено новий спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку [177], заснований на гідроаеропружній взаємодії останнього з деформівними контактними елементами. Цей спосіб, отриманий у результаті удосконалення способу, наведеному у роботах [10, 611], може використовуватись в нафтогазовій, хімічній та інших галузях промисловості.

У додатку Я представлено спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку в удосконаленому пристрої вловлювання дисперсної фази [10]. Він включає подачу газорідного потоку в сепараційний пакет з пластин, відхилення траєкторії руху краплин рідини під дією сил інерції від скривленої лінії струму газорідного потоку, що огинає пластини, осадження краплин на внутрішній поверхні пластин, наступну їх

коагуляцію з утворенням плівки рідини, відведення з сепараційної зони плівки вловленої рідини, яка стікає вздовж поверхні пластин, який відрізняється тим, що подачу газорідинного потоку здійснюють в сепараційний пакет з плоско-паралельних скошених під гострим кутом пружних пластин, консольно закріплених під гострим кутом до траєкторії руху газорідинного потоку з можливістю вигинання їх у формі похилого параболічного напівциліндра під дією динамічного тиску (швидкісного напору) потоку та внутрішніх напружень, що виникають в пластинах.

Таким чином, запропоновано окремий клас нових способів сепарації та нових конструкцій модульних сепараційних пристроїв, а ряд запропонованих рішень, зокрема, вібраційно-фільтруюча сепарація, динамічне регулювання швидкості газорідинного потоку, створення умов для керованої пульсації газорідинного потоку не мають аналогів у світі.

Вищезазначені конструкції та способи мають важливе практичне значення, зокрема для використання у проектуванні сепараційного обладнання. Зокрема, їх можна встановлювати як самостійні сепараційні елементи, які планується розташовувати уздовж напрямку руху газу як допоміжний ступінь очищення попутного нафтового газу в апаратах типу “Heater-Treater”, наведеному у додатку Я [612], оскільки саме ці конструкції здатні вирішити проблему зменшення коливань навантажень по рідині у газорідинній суміші для забезпечення належного ступеня очищення газу, який подається на пальники.

Запропоновані конструкції та способи також мають практичне застосування, зокрема, при оптимізаційному компонуванні бензосепаратора УСН Гнідинцівського ГПЗ, який має вигляд циліндричної вертикальної ємності, у якій розміщені відбійні та переливні пластини для гравітаційно-інерційної сепарації газорідинного потоку.

Оскільки легкі вуглеводні у вигляді дрібнодисперсних часток, можуть видалятися з апарата з газовим потоком, то вихідний газовий потік потрібно очистити від дисперсної рідини. Тому конструкцією бензосепаратора передбачено встановлення сітчастого тумановловлювача. Проте, основним

недоліком останнього є недостатня ступінь очищення газового потоку від дисперсної рідини. Так, за відносно малої швидкості газового потоку краплини рідини проходять сітчасту набивку разом із газовим потоком. З іншого боку, при збільшенні швидкості газу рідина накопичується у відбійнику і відбувається повторне унесення краплинної рідини. Обидва випадки значно знижують ефективність сепарації дисперсної фази.

Для запобігання вищезазначеної проблеми встановлюється динамічний сепараційний елемент, який є вихідним модульним сепараційним пристроєм, призначеним для вловлювання дрібнодисперсних часток за різких змін гідродинамічних параметрів потоку. При цьому, для збільшення кількості відсепарованого газу замість встановлених на вході до апарату зливних полицок, на яких відбувається виділення основної кількості газу із газорідинної суміші, пропонується розмістити вертикальний шнековий елемент [613], який забезпечує вищу ефективність дегазації за рахунок додаткового застосування віддувочного газового потоку та значно більшої вільної поверхні розподілу фаз. У вертикальному шнековому елементі, наведеному у додатку Я, досягається значне збільшення площі поверхні розподілу фаз за рахунок її компактнішого розміщення, а внаслідок направлення у протилежному напрямку до напрямку стікання газорідинного потоку окремого газового потоку підвищується інтенсивність процесу дегазації.

Таким чином, у результаті проведення експериментальних досліджень, попередніх і приймальних випробувань дослідних (експериментальних) зразків визначено основні гідродинамічні та сепараційні характеристики модульних сепараційних пристроїв та комбінованих багатофункціональних сепараторів: гідравлічний опір 0,15–2,00 кПа для вузлів та 15–30 кПа для апаратів; ефективне вловлювання часток розміром від 5 мкм; ефективність окремих ступенів сепарації (модульних сепараційних пристроїв) – до 70–90 %; ефективність комбінованих багатофункціональних сепараторів – до 99,5–99,9 %.

Запропоновані багатофункціональні сепаратори, обладнані динамічно-регульованими модульними сепараційними пристроями, за основними

технічними характеристиками не поступаються світовим аналогам, зокрем комбінованим багатоступневим сепараторам Sulzer AG (Швейцарія), Shell Global Solution (Нідерланди), Koch-Glitsch (США), Monsanto Enviro-Chem Systems, ACS Industries (США); апаратам “Heater-Treater” фірм “Cameron’s NATCO” (США), “Sivalls, Inc.” (США), “EN-FAB, Inc.” (США); апарату “Free Water Knock-Out” (FWKO) виробництва “Maloney Industries, Inc.” (Канада).

7.3 Визначення необхідної кількості блоків сепараційного пристрою за ефективністю вловлювання плівкової рідини

Результати дослідження процесу стікання вловленої плівкової рідини у процесі сепарації газодисперсного потоку можуть бути поширені на визначення необхідної кількості блоків сепараційного пристрою за критерієм ефективності вловлювання плівкової рідини. Так, зокрема, для j -го елемента i -ої секції довжиною $L_i^{<j>}$ і шириною $H_i^{<j>}$ (рисунок 7.1) концентрація дисперсної фази становить

$$c_{i+1}^{<j>} = c^* + (c_i^{<j>} - c^*) \exp\left(-\frac{k_c L_i^{<j>}}{w_i^{<j>}}\right), \quad (7.1)$$

де $c_i^{<j>}$ – концентрація на вході в секцію; $c_{i+1}^{<j>}$ – концентрації на виході з секції; c^* – гранична концентрація (процес перебігає за умови $c_i^{<j>} \neq c^*$); k_c – емпіричний параметр; $w_i^{<j>}$ – середня швидкість на поверхні розділення фаз

$$w_i^{<j>} = \frac{k\tau\delta_0}{2c_3^2\mu L_i^{<j>} H_i^{<j>}} \left(e^{\frac{c_3 L_i^{<j>}}{k}} - 1 \right) (1 - e^{c_3 H_i^{<j>}}), \quad (7.2)$$

вираз для якої містить параметри моделі стікання плівки вловленої краплинної рідини у сепараційних пристроях у тривимірній постановці.

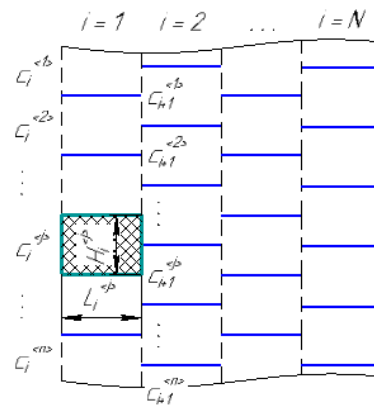


Рисунок 7.1 – Розрахункова схема

Середня концентрація дисперсної фази у i -му блоці сепараційного пристрою, який складається з n елементів ($j = 1, 2, \dots, n$):

$$c_i = \frac{1}{n \sum_{j=1}^n \frac{1}{c_i^{<j>}}} \quad (7.3)$$

Для випадку однакових секцій вираз (7.1) набуває вигляду:

$$c_{i+1} = c^*(1 - e^{-\lambda}) + c_i e^{-\lambda}, \quad (7.4)$$

де введено наступний параметр:

$$\lambda = \frac{k_c L}{w}. \quad (7.5)$$

Таким чином, сукупність виразів (7.4), послідовно визначених для усіх N секцій ($i = 1, 2, \dots, N$)

$$\begin{aligned} c_1 &= c^*(1 - e^{-\lambda}) + c_0 e^{-\lambda}; \\ c_2 &= c^*(1 - e^{-\lambda}) + c_1 e^{-\lambda} = c^*(1 - e^{-2\lambda}) + c_0 e^{-2\lambda}; \\ &\dots \\ c_N &= c^*(1 - e^{-\lambda}) + c_{N-1} e^{-\lambda} = c^*(1 - e^{-N\lambda}) + c_0 e^{-N\lambda} \end{aligned} \quad (7.6)$$

дозволяє встановити наступне рекуперативне співвідношення для концентрації дисперсної фази у останній секції:

$$c_N = c^* + (c_0 - c^*)e^{-N\lambda}, \quad (7.7)$$

де c_0 – концентрація дисперсної фази на вході у сепараційний пристрій.

Останній вираз дозволяє встановити формулу для розрахунку мінімально необхідної кількості секцій:

$$N_{min} = \frac{1}{\lambda} \ln \frac{c_0 - c^*}{c_N - c^*}. \quad (7.8)$$

Зокрема, для випадку незначної граничної концентрації ($c^* \rightarrow 0$) отримаємо

$$N_{min} = \frac{1}{\lambda} \ln \frac{c_0}{c_N}, \quad (7.9)$$

а емпіричний параметр λ можна оцінити експериментально для лише однієї секції. Так, для $N = 1$ після тотожних перетворень останнього виразу, введення зміни концентрації $\Delta c = (c_0 - c_1)$ та розкладання логарифмічної функції до ряду Маклорена відносно малого параметра $\Delta c/c_0 \ll 1$ матимемо:

$$\lambda = \ln \frac{c_0}{c_1} = \ln \left(\frac{c_0}{c_0 - \Delta c} \right) = - \ln \left(1 - \frac{\Delta c}{c_0} \right) \approx \frac{\Delta c}{c_0}, \quad (7.10)$$

а оцінюваний параметр k_c формули (7.1) з урахуванням виразу (7.5) становитиме

$$k_c = \frac{w}{L} \frac{\Delta c}{c_0}. \quad (7.11)$$

Основні етапи розрахунку сепараційного пристрою наведені у додатку АА.

7.4 Узагальнена методика визначення ефективності гідромеханічних і тепломасообмінних процесів

Основною кількісною характеристикою, яка визначає ефективність сепараційного пристрою, є коефіцієнт ефективності сепарації – ступінь розділення η , для визначення якого використовуються залежності, запропоновані у роботах [614, 615]. У практиці проектування сепараційного обладнання цей параметр визначається як відношення кількості відділеної дисперсної фази до її початкової кількості у багатокомпонентній суміші на вході у сепаратор [616]:

$$\eta = \frac{G_1 - G_2}{G_1} = \frac{G_3}{G_1} \quad (7.12)$$

де G_1 , G_2 , G_3 – масова витрата дисперсної фази (краплинної рідини), що потрапила до сепаратора, залишилася у потоці суцільної фази на виході із сепаратора, а також видалена із сепаратора відповідно, кг/с.

За іншою методикою, наведеною у роботі [615], коефіцієнту ефективності розділення гетерогенних сумішей визначається як значення фракційної ефективності, тобто ступеня очищення від часток визначеного розміру:

$$\eta_f = \sum_{k=1}^n \eta_f^{<k>} c_f^{<k>}, \quad (7.13)$$

де $c_f^{<k>}$ – вміст частинок k -ї фракції у суміші; $\eta_f^{<k>}$ – фракційна ефективність k -ї фракції.

При розділенні гетерогенних систем у N послідовно розташованих у корпусі апарата модульних сепараційних пристроїв різного типу застосовується наступна залежність для визначення сумарної ефективності сепарації:

$$\eta = 1 - \prod_{i=1}^N (1 - \eta_i), \quad (7.14)$$

де η_i – коефіцієнт ефективності окремого, i -го ступеня.

Варто зазначити, що формула (7.14) дозволяє визначати кількість блоків сепараційного пристрою при їх послідовному встановленні. Зокрема, для ефективності сепарації одного блоку η_0 мінімально необхідна кількість таких блоків становить

$$N_{min} = \frac{\ln(1-\eta)}{\ln(1-\eta_0)} \quad (7.15)$$

Так, наприклад, для досягнення ефективності сепарації $\eta = 0,999$ необхідно послідовно встановити $N = 3$ блоки ($N_{min} = 2,8$), кожний з яких має ефективність $\eta_0 = 0,8$.

Варто зазначити, що поряд із перерахованими вище перевагами загальноживаних підходів до визначення ефективності процесу сепарації є складнощі їх використання, пов'язані з відсутністю достатньо точних інженерних методик, які б ураховували фактори протікання процесу. Більше того, оскільки в апаратах з модульними пристроями використовуються різні методи розділення, необхідно розглядати не лише кожен процес окремо, а й комбінацію цих процесів.

Ще одним показником процесу сепарації є гідравлічний опір. При зростанні коефіцієнту ефективності сепарації, починаючи з деякого моменту, настає режим, у якому незначне підвищення ефективності сепарації супроводжується суттєвим підвищенням гідравлічного опору. Це явище пов'язане з тим, що на початковій стадії розділення відділяється крупнодисперсна фракція, яка має переважаючу масову долю дисперсної фази. Тому на цьому етапі розділення доцільно застосовувати процеси гравітаційно-інерційного розділення та відповідні сепараційні пристрої, які характеризуються незначним гідравлічним опором та забезпечують ефективність сепарації $\eta = 0,3-0,7$.

Порівняння розподілу дисперсних часток на вході до модульних сепараційних пристроїв та на виході після первинної та основної сепарації

показує, що у потоці залишається високодисперсна фракція, яка складає незначну масову долю дисперсної фази відносно її початкового значення. На наступних стадіях сепарації виникає необхідність вловлювати все більш дрібніші частки, що призводить до необхідності застосування інших, більш ефективних методів розділення.

На цих стадіях сепарації застосовують процеси розділення, засновані на дії відцентрових сил, а також процеси фільтрування. Останні мають високий гідравлічний опір та, відповідно, ступінь розділення $\eta = 0,995\text{--}0,999$.

Таким чином, при сепарації кожної наступної високодисперсної складової двофазного потоку питомі витрати на основний процес перевищують витрати на його реалізацію [3].

У цьому дослідженні для оцінювання ефективності процесу сепарації багатокомпонентних гетерогенних систем пропонується загальна методика, яка ґрунтується на комплексному застосуванні засобів штучного інтелекту і багатопараметричної квазілінійної регресійної моделі. При цьому, за основу моделювання обрана наступна аналітична залежність:

$$y = \alpha \prod_{k=1}^m x_k^{\beta_k}, \quad (7.16)$$

де y – кількісний параметр ефективності процесу (коефіцієнт корисної дії, ступінь вловлювання дисперсної фази, гідравлічний опір тощо); x_k – набір m параметрів (геометричних, фізичних, технологічних тощо), що визначають ефективність процесу ($k = 1, 2, \dots, m$); α – невідомий коефіцієнт.

Формула (7.16) містить $(m + 1)$ невідомих параметрів (коефіцієнт α та показники степенів β_k), які визначаються окремо для заданих умов процесу.

Оскільки загальної методики визначення цих параметрів не існує, метою цього дослідження є створення комплексного науково-методологічного підходу для визначення кількісних значень параметрів запропонованої залежності (7.16). Поставлена мета досягається шляхом послідовної реалізації етапів наукового дослідження, наведених у додатку АА.

Експериментальні дослідження ефективності процесу необхідно проводити для заданого діапазону значень $[x_k^{min}, x_k^{max}]$ і кроку Δx_k усіх параметрів x_k ($k = 1, 2, \dots, m$), що впливають на відповідний показник y . У результаті складається відповідна таблиця, що містить набори вищезазначених параметрів.

Спеціально створені підпрограми визначення загальної кількості кожного вхідного параметра та формування вибірки із заданого набору експериментальних даних з таблиці експериментальних даних дозволяє випадковим способом згенерувати набір комбінацій значень вхідних параметрів. Так, для обраної загальної кількості експериментів n з відносною похибкою δ_k визначення кожного з m параметрів, що впливають на ефективність процесу, встановлюється масив $n \times (m + 1)$ параметрів, який має наступну структуру:

$$[M] = \begin{bmatrix} x_1^{<1>} & x_2^{<1>} & \dots & x_m^{<1>} & | & y^{<1>} \\ x_1^{<2>} & x_2^{<2>} & \dots & x_m^{<2>} & | & y^{<2>} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & & \dots \\ x_1^{<i>} & \dots & x_k^{<i>} & \dots & x_m^{<i>} & | & y^{<i>} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & & \dots \\ x_1^{<n>} & x_2^{<n>} & \dots & x_m^{<n>} & | & y^{<n>} \end{bmatrix}, \quad (7.17)$$

де $x_k^{<i>}$ – k -й параметр i -го експерименту ($k = 1, 2, \dots, m; i = 1, 2, \dots, n$); $y^{<i>}$ – значення параметра ефективності, визначене у результаті проведення i -го експерименту.

Для застосування засобів штучного інтелекту, зокрема штучних нейронних мереж, попередньо проводиться процедура нормалізації усіх елементів масиву експериментальних даних:

$$\hat{x}_k^{<i>} = \frac{x_k^{<i>}}{x_k^{max}}; \hat{y}^{<i>} = \frac{y^{<i>}}{y^{max}}, \quad (7.18)$$

де y^{max} – максимально можливе значення показника ефективності. При цьому максимальні значення x_k^{max} кожного вхідного параметра x_k визначаються з таблиці експериментальних даних.

У результаті встановлюється масив $n \times (m + 1)$ нормалізованих параметрів, який має наступну структуру:

$$[\hat{M}] = \begin{bmatrix} \hat{x}_1^{<1>} & \hat{x}_2^{<1>} & \dots & \hat{x}_m^{<1>} & | & \hat{y}^{<1>} \\ \hat{x}_1^{<2>} & \hat{x}_2^{<2>} & \dots & \hat{x}_m^{<2>} & | & \hat{y}^{<2>} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & | & \dots \\ \hat{x}_1^{<i>} & \dots & \hat{x}_k^{<i>} & \dots & \hat{x}_m^{<i>} & | & \hat{y}^{<i>} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & | & \dots \\ \hat{x}_1^{<n>} & \hat{x}_2^{<n>} & \dots & \hat{x}_m^{<n>} & | & \hat{y}^{<n>} \end{bmatrix}. \quad (7.19)$$

За набором експериментальним даних створюється відповідний масив нормалізованих значень, який застосовується для навчання штучної нейронної мережі. Приклад такої мережі, створеної із застосування програмного продукту “Visual Gene Developer”[®], наведено на рисунку 7.2.

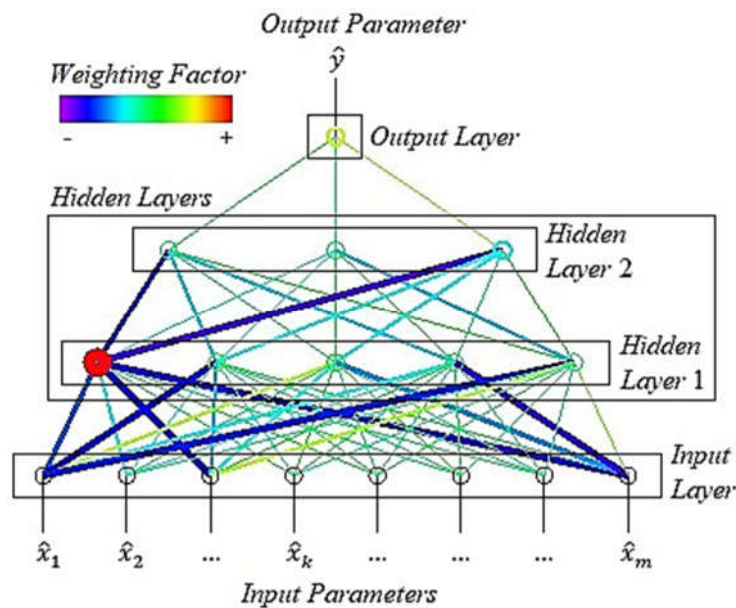


Рисунок 7.2 – Архітектура штучної нейронної мережі

Мережа має вхідний шар з кількістю нейронів, що відповідають кількості невідомих параметрів, вихідний шар з одним нейроном, який відповідає параметру ефективності процесу, а також приховані нейронні шари з різною кількістю нейронів.

Для навчання штучної нейронної мережі за масивом нормованих даних експериментальних досліджень задаються наступні налаштування: learning rate – 0.01; momentum coefficient – 0.1; transfer function – hyperbolic tangent; maximum number of training cycles – $1 \cdot 10^6$; target error – $1 \cdot 10^{-5}$; initialization method of threshold – random; initialization method of weighting factor – random; analysis update interval – 500 cycles.

У результаті навчання необхідно забезпечити параметри збіжності “sum of error” та “average error per output per dataset”, значення яких мають свідчити про точність навчання штучної нейронної мережі.

При цьому варто зазначити, що висока точність оцінювання ефективності процесу для довільного набору вхідних параметрів із застосуванням засобів штучного інтелекту має також підтверджуватись наступними характеристиками: “regression coefficient”, “slope” та “y-intercept”. Значення цих параметрів має підтверджувати й достовірність згенерованої регресійної моделі.

Незважаючи на високу точність застосування засобів штучного інтелекту для визначення залежності параметру ефективності від масиву вхідних параметрів, цей спосіб не дозволяє на пряму встановити відповідну функціональну залежність. Проте, ця проблема вирішується із застосуванням багатопараметричної квазілінійної регресійної процедури. Так, оскільки співвідношення (7.16) є нелінійним, для оцінювання його параметрів α , β_k здійснюється процедура логарифмування, у результаті якої можна отримати відповідну квазілінійну модель:

$$\bar{y} = \bar{\alpha} + \sum_{k=1}^m \beta_k \bar{x}_k, \quad (7.20)$$

де введені наступні позначення:

$$\bar{y} = \ln y; \quad \bar{\alpha} = \ln \alpha; \quad \bar{x}_k = \ln x_k. \quad (7.21)$$

Параметри $\bar{\alpha}$, \bar{x}_k оцінюються шляхом мінімізації цільової функції як сумарного квадратичного відхилення:

$$R(\bar{\alpha}, \{\bar{\beta}\}) = \sum_{i=1}^n \left(\bar{\alpha} + \sum_{k=1}^m \bar{x}_k^{(i)} \bar{\beta}_k \right)^2 \rightarrow \min, \quad (7.22)$$

де $\{\bar{\beta}\}$ – вектор-стовпець оцінюваних показників степенів β_k ; $\bar{x}_k^{(i)}$ – логарифм від значення k -го вхідного параметра у межах i -го експерименту.

Умовою мінімуму цільової функції R є система рівнянь

$$\begin{cases} \frac{\partial R}{\partial \bar{\alpha}} = 0; \\ \frac{\partial R}{\partial \{\bar{\beta}\}} = 0, \end{cases} \quad (7.23)$$

яка з урахуванням формули (7.22) набуває наступного розгорнутого вигляду:

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^n \left(\bar{\alpha} + \sum_{k=1}^m \bar{x}_k^{(i)} \bar{\beta}_k \right) = 0; \\ \sum_{i=1}^n \left(\bar{\alpha} + \sum_{k=1}^m \bar{x}_k^{(i)} \bar{\beta}_k \right) \bar{x}_j^{(i)} = 0, \end{cases} \quad (7.24)$$

де j – номер вхідного параметра ($j = 1, 2, \dots, m$).

Остання система ($m + 1$) лінійних алгебраїчних рівнянь відносно параметрів $\bar{\alpha}$, $\bar{\beta}_k$ ($k = 1, 2, \dots, m$) може бути записана у наступному матричному вигляді:

$$[C]\{X\} = \{Y\}, \quad (7.25)$$

де $[C]$, $\{X\}$, $\{F\}$ – відповідно матриця жорсткості, вектор-стовпець шуканих параметрів $\bar{\alpha}$, $\bar{\beta}_k$ та вектор-стовпець зовнішньої дії:

$$[C] = \left[\begin{array}{c|c} n & \{S\}^T \\ \hline - & - \\ \{S\} & [D] \end{array} \right]; \{X\} = \left\{ \begin{array}{c} \bar{\alpha} \\ \{B\} \end{array} \right\}; \{F\} = \left\{ \begin{array}{c} Y_0 \\ \{Y\} \end{array} \right\}, \quad (7.26)$$

які у своїй структурі містять елемент Y_0 , а також субматрицю $[D]$ і субвектористовпці $\{S\}$ та $\{Y\}$, елементи яких визначаються за наступними формулами:

$$Y_0 = \sum_{i=1}^n \bar{y}^{(i)}; Y_k = \sum_{i=1}^n \bar{y}^{(i)} \bar{x}_k^{(i)}; S_k = \sum_{i=1}^n \bar{x}_k^{(i)}; D_{j,k} = \sum_{i=1}^n \bar{x}_j^{(i)} \bar{x}_k^{(i)}. \quad (7.27)$$

Застосування формули лінійної регресії дозволяє встановити вектористовпці значень шуканих параметрів:

$$\{X\} = ([C]^T [C])^{-1} [C]^T \{Y\}. \quad (7.28)$$

Варто зазначити, що у випадку отримання від'ємних значень деяких показників степенів β_k мають підтверджувати обернено пропорційну залежність ефективності процесу від відповідних параметрів x_k .

Сумарна похибка δ_y оцінювання ефективності процесу визначається за формулою:

$$\delta_y = \frac{1}{y} \sqrt{\left(\alpha \frac{\partial y}{\partial \alpha} \delta_\alpha \right)^2 + \sum_{k=1}^m \left(\beta_k \frac{\partial y}{\partial \beta_k} \delta_{\beta_k} \right)^2}, \quad (7.29)$$

яка після тотожних перетворень набуває наступного вигляду:

$$\delta_y = \sqrt{\delta_\alpha^2 + \sum_{k=1}^m (\beta_k \ln x_k)^2 \delta_{\beta_k}^2}. \quad (7.30)$$

Програмний код реалізації вищезазначеної методики наведено у додатку АА.

7.5 Висновки до сьомого розділу

Таким чином, у сьомому розділі наведена практична реалізація результатів дисертаційного дослідження. Зокрема, доведено доцільність використання багатофункціонального сепараційного обладнання з динамічно-регульованими модульними пристроями. При цьому, для імплементації модульного підходу при конструюванні, виготовленні деталей і складанні вузлів сепараційного обладнання розроблено методику класифікації сепараційного обладнання за конструкторсько-технологічними ознаками, а також конструкторсько-технологічну класифікацію уніфікованих модулів сепараційних пристроїв.

На підставі розгляду способів і пристроїв для розділення дво- та трифазних гетерогенних систем запропоновано нові, енергоефективні пристрої та способи сепарації краплинної рідини з газорідинного потоку.

Додаткова увага приділена розробленню узагальненої методики визначення ефективності гідромеханічних і тепломасообмінних процесів, яка ґрунтується на комплексному застосуванні засобів штучного інтелекту і багатопараметричного квазілінійного регресійного моделювання, а також методики визначення необхідної кількості блоків сепараційного пристрою за ефективністю вловлювання плівкової рідини.

Наукові результати, представлені у розділі, висвітлені у працях [2, 7, 11, 16, 21, 24] із переліку наукових праць, в яких опубліковані основні результати дисертації, та у працях [41–43] із переліку наукових праць, які додатково відображають наукові результати дисертації.

ВИСНОВКИ

У дисертаційній роботі, що є завершеним науковим дослідженням, розроблено та обґрунтовано наукові положення, висновки і рекомендації, сукупність яких репрезентує нові науково-обґрунтовані результати в галузі хімічної технології та інженерії, які дозволили вирішити важливу науково-прикладну проблему інтенсифікації й удосконалення процесів у сепараційних, класифікаційних і грануляційних пристроях шляхом розроблення науково-теоретичних основ процесу вібраційного впливу на гетерогенні системи, моделювання гідродинаміки модульних сепараційних пристроїв, аналізу впливу процесів сполученого конвективного теплообміну і супутнього нестационарного капілярного руху рідини при фільтрації на ефективність процесів сепарації газоконденсатних систем, а також запобігання негативній дії вторинних процесів (бризковинесення, руйнування плівкової рідини і хвилеутворення та вторинного подрібнення крапель дисперсної фази) та впливу вібрацій на процес утворення гранул монодисперсного складу.

Одержані науково-практичні результати полягають у такому:

1. На підставі аналізу й узагальнення методів дослідження гідродинамічних і теплообмінних процесів встановлено, що вібраційні процеси в гетерогенних системах є недостатньо вивченими з точки зору їх впливу на основні та вторинні процеси в гетерогенних системах, що потребує проведення математичного моделювання процесів вібраційної сепарації газокраплинних систем, віброгрануляції плавів, пневмокласифікації та фільтрації, а також надання рекомендацій щодо проектування відповідного обладнання хімічної технології.

2. За допомогою теоретичного аналізу впливу накладених вібрацій на частинки дисперсної фази в турбулізованому потоці уточнено фізичну й математичну моделі руху частинок дисперсної фази, визначено їх кінематичні характеристики та встановлено безрозмірні параметри, що визначають особливості руху краплинної рідини в сепараційному каналі. У результаті

підтверджено можливість застосування процесів віброкоагуляції та вибіркової сепарації краплинної рідини, чим закладено науково-теоретичні основи процесу вібраційної сепарації газодисперсного потоку. Зокрема, на підставі дослідження закономірності процесу перенесення дисперсних частинок із потоку на нерухому стінку сепараційного пристрою одержано аналітичні вирази для кінематичних характеристик краплинної рідини та ефективної зони вібраційного впливу. У результаті встановлено, що сумарна ширина зливних жолобів у сепараційному каналі становить 67 % від довжини траєкторії вловлювання частинок дисперсної фази, а час перебування краплинної рідини в каналі сепараційного пристрою може бути зменшений до 42 % за рахунок впливу накладених вібрацій.

3. Створені наукові основи оцінювання параметрів гідроаеропружної взаємодії газокраплинного потоку дозволили встановити залежність між критичною швидкістю флатера і жорсткістю динамічних відбійних сепараційних елементів. Зокрема, встановлено, що для запропонованої конструкції флатер виникає за швидкості газового потоку 6 м/с, що дає можливість розмежувати область робочих швидкостей на дві зони, одна з яких (2–6 м/с) відповідає за динамічне регулювання гідравлічного опору, інша (більше 6 м/с) – призводить до віброкоагуляції краплинної рідини.

4. Розроблена математична модель вторинного подрібнення краплинної рідини під дією сил інерції, поверхневого натягу, тяжіння, Архімеда і вібраційної сили дозволила встановити аналітичні залежності для визначення граничного розміру нестабільних крапель, а також критичну частоту вібраційного впливу. У результаті інтегрування диференціального рівняння руху, що описує процес подрібнення, одержано вираз для часу подрібнення краплі, який дозволив аналітично встановити граничне значення числа Вебера ($We_{cr} = 5,9$), яке розмежовує різні характери поведінки краплі при її подрібненні. Зокрема, теоретично підтверджено, що для випадку значних чисел Вебера ($We \gg 6$) час «швидкого» подрібнення краплі практично не залежить від значення цього числа.

5. На підставі розгляду ймовірного характеру розподілу частинок дисперсної фази за їх розмірами удосконалено математичну модель для визначення питомої поверхні розділення фаз, яку застосовують під час моделювання процесів хімічної технології та розрахунку відповідного технологічного обладнання. Зокрема, аналітично підтверджено необхідність уведення поправкового коефіцієнта 0,77–0,88 (або запасу 12–23 %), числове значення якого обумовлене законом розподілу частинок дисперсної фази за їх розмірами.

6. Створено науково-теоретичні основи дослідження процесу стікання плівки вловленої рідини в сепараційному каналі при її взаємодії з газокраплинним потоком зі сполученим конвективним теплообміном на охолоджуваних поверхнях контактних елементів. Зокрема, для заданої геометрії каналу і швидкості потоку 4,4 м/с встановлено, що товщина плівки вловленої рідини становить 0,8–1,0 мм, а швидкість її унесення на поверхні розділення фаз змінюється в діапазоні 0,015–0,025 м/с. Максимальне значення цієї швидкості, що відповідає числу Рейнольдса $Re = 31$, перевищує граничне значення, за якого відбувається хвилеутворення на поверхні плівки ($Re_{cr} = 24$). Для запобігання цьому явищу запропоновано встановлення системи дренажних отворів у зоні найбільшої швидкості, а відповідна методика розрахунку зводиться до визначення ефективної площі, що для цього випадку становить $6,3 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$. Також встановлено аналітичний вираз для температурного градієнта за товщиною плівки вловленої рідини залежно від чисел Нуссельта, Рейнольдса і Прандтля. Достовірність одержаних результатів підтверджується порівнянням розрахункових та експериментальних значень інтегральних характеристик потоку (витрат суцільної фази).

7. Удосконалено математичну модель нестационарного капілярного підйому рідини, що важливо для точного розрахунку інерційно-фільтрувальних сепараторів і апаратів випарного охолодження. У результаті запропоновано застосування накладених вібрацій для інтенсифікації процесу фільтрації та відведення вловленої краплинної рідини із сепараційного каналу, а також

створено наукові основи теорії гратчастих структур на підставі дискретної та квазіконтинуальної ймовірнісних моделей, що дозволяють досліджувати процес відведення краплинної рідини з фільтрувальних елементів сепараційних пристроїв.

8. На підставі розгляду математичної моделі процесу пневмокласифікації газодисперсних систем встановлено векторні поля швидкостей суцільної й дисперсної фаз і запропоновано регресійні залежності для визначення параметрів процесу за даними числових та експериментальних досліджень. У результаті розв'язання диференціального рівняння дифузії визначено нестационарний розподіл концентрації частинок сипкого матеріалу у виділеному об'ємі зваженого шару. Поширення одержаних закономірностей на споріднені галузі, зокрема на дослідження процесу вимивання поживних речовин з капсульованих мінеральних добрив, дозволило встановити граничне значення кількості вивільненого азоту для добрив з органомінеральним покриттям, яке становить 35–120 мг/кг.

9. За допомогою проведеного аналізу динаміки контактної взаємодії рухомих елементів механічного привода обертового віброгранулятора встановлено існування полігармонічного спектра реакції досліджуваної динамічної системи, що унеможливорює застосування таких приводів для забезпечення необхідних характеристик процесу розпаду струменів із подальшим одержанням монодисперсних крапель і формуванням гранул. Це дало можливість розробити рекомендації щодо вибору механізму передавання обертального руху до гранулятора та створити математичну модель процесу віброгрануляції, що описує процес передавання енергії від механічного збудника коливань до плаву рідини, у результаті реалізації якої створено методичку оцінювання жорсткісних і демпфувальних характеристик взаємодії елементів гідромеханічної системи. У результаті дослідження механізму вібраційного впливу на краплинну рідину в процесі віброгрануляції одержано аналітичні вирази, які дозволяють визначати розміри основних крапель та їх супутників, а також встановлено граничне значення довжини хвилі, яка впливає на дисперсний

склад отримуваних крапель (гранул) і пояснює існування різних режимів диспергування. Зокрема, вібраційний вплив із частотами 220–240 Гц призводить до утворення основних крапель і супутників діаметрами 0,9–1,0 мм. Збільшення частоти супроводжується зменшенням діаметрів основних крапель і супутників до 0,8–0,9 мм та утворенням вторинних супутників діаметром 0,2 мм. У діапазоні частот 500–520 Гц установлюється монодисперсний режим розпаду струменя. Із подальшим зростанням частоти відбувається полідисперсний розпад струменя рідини, а збільшення частоти вібрацій до 800 Гц призводить до розпилення струменя з утворенням великої кількості вторинних сателітів.

10. Запропоновано і захищено патентами України окремий клас нових, енергоефективних способів і пристроїв сепарації краплинної рідини з газодисперсного потоку, що дозволяють досягти високого значення ефективності розділення в широкому діапазоні зміни швидкості (2–15 м/с) за рахунок динамічного регулювання гідравлічного опору, а також запобігти потраплянню критичних об'ємів рідини до сепараційного обладнання та виходу на пробкові режими роботи. Розроблено методику визначення необхідної кількості блоків сепараційних пристроїв за ефективністю вловлювання плівкової рідини, а також узагальнену методику визначення ефективності гідромеханічних і тепломасообмінних процесів. Розроблені наукові положення і рекомендації використано під час підготовки монографій «Методи ідентифікації параметрів математичних моделей коливальних процесів» і «Dynamic analysis of centrifugal machines rotors with combined using 3D and 2D finite element models» та підручника «Hydroaeroelasticity», а одержані наукові результати і практичні рекомендації впроваджені у виробничу діяльність ТОВ «Пром-Енерго Продукт» (м. Харків) та впроваджені у навчальний процес Сумського державного університету, зокрема за темами «Гідродинамічні показники двофазних потоків тепломасообмінного, грануляційного та сепараційного обладнання» (ДР № 0115U002551) та «Розробка підігрівача-деемультатора типу “HEATER–TREATER” установки підготовки нафти» (договір № 51.18-04.15.СП) на замовлення ПАТ «Укрхімпроект» (м. Суми).

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Sklabinskyi V., Liaposchenko O., Pavlenko I., Demianenko M. Solution of the Navier–Stokes equations for the processes of inertial gas-dynamic separation in the curvilinear channels. *Proceedings of the International Symposium “Discrete Singularities Methods in Mathematical Physics”*. Kharkiv, V. N. Karazin Kharkiv National University. 2015. P. 232–235.
2. Sklabinskyi V. I., Liaposhchenko O. O., Nastenko O. V., Al-Rammahi M. M. Modelling and design of inertial–filtering gas separators–condensers for compressor units of oil and gas industry. *Applied Mechanics and Materials. Problems of Mechanics in Pump and Compressor Engineering*. 2014. Vol. 630. P. 117–123.
3. Ляпощенко О. О. Теоретичні основи інерційно-фільтруючої сепарації : дис. ... д-ра техн. наук : 05.17.08. Львів, 2016. 435 с.
4. Motin A., Tarabara V. V., Petty C. A., Benard A. Hydrodynamics within flooded hydrocyclones during excursion in the feed rate. Understanding of turndown ratio. *Separation and Purification Technology*. 2017. Vol. 185. P. 41–53.
5. Liaposhchenko O., Sklabinskyi V., Logvin A. Inertial-filtering separation equipment for thermochemical processing of oil sludge of oil production. *Proceedings of the Lviv Polytechnic National University “Heat and Power. Environmental Engineering. Automatization”*. 2009. Vol. 659. P. 148–150.
6. Setnickova K., Sima V., Petrychkovych R. et al. Separation of gas mixtures by new type of membranes. *Separation and Purification Technology*. 2016. Vol. 160. P. 132–135.
7. Sklabinskyy V., Liaposchenko O., Logvyn A., Al-Rammahi M. Hydrodynamics modeling of the gas separator’s inertial and filtering elements for natural gas fine cleaning. *Chemistry and Chemical Technology*. 2014. Vol. 8 (4), P. 479–485.

8. Nastenko O., Broniarz-Press L., Liaposchenko O. Mathematical modelling of separation process by coupled heat transfer in the inertial-filtering gas separator-condenser. *Engineering and Chemical Equipment*. 2016. Vol. 2. P. 62–63.

9. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Demianenko M. Investigation of forced oscillations of gasdynamic separator baffles. *Scientific papers of the International Scientific and Technical Conference “Young Engineer – the Basis of Scientific and Technical Progress”*. Kursk, South-West State University. 2015. P. 262–265.

10. Пат. 102445 Україна, МПК В01D 45/04 (2006.01). Метод вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку / О. О. Ляпощенко, І. В. Павленко, О. В. Настенко та ін. ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. – № u201505124; заявл. 25.05.2015, опубл. 26.10.2015; Бюл. № 20.

11. Пат. 57386 Україна, МПК В01D 45/04. Пристрій для вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку / В. І. Склабінський, О. О. Ляпощенко, А. В. Логвин, М. С. Скиданенко ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. – № u201009488; заявл. 29.07.2010, опубл. 25.02.2011; Бюл. № 4.

12. Пат. 57790 Україна, МПК В01D 3/30 (2006.01). Пристрій для вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку / В. Я. Стороженко, О. О. Ляпощенко, В. В. Трушин, К. В. Коробченко ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. – № u201009488; заявл. 31.08.2010, опубл. 10.03.2011; Бюл. № 2.

13. Liaposhchenko O., Nastenko O., Pavlenko I. The model of crossed movement and gas-liquid flow interaction with captured liquid film in the inertial-filtering separation channels. *Separation and Purification Technology*. 2017. Vol. 173. P. 240–243.

14. Liaposhchenko O., Nastenko O. Analysis of the conditions of phase equilibrium and influence of the united heat and mass transfer on the effectiveness of separation in the inertial-filtering separator. *Chemistry and Chemical Technology*. 2015. Vol. 9 (1). P. 125–130.

15. Jia W., Murad S. Separation of gas mixtures using a range of zeolite membranes: A molecular-dynamics study. *The Journal of Chemical Physics*. 2005. Vol. 122. 234708.
16. Liaposhchenko, O. O., Sklabinskyi, V. I., Zaviyalov V. L. et al. Appliance of inertial gas-dynamic separation of gas-dispersion flows in the curvilinear convergent-divergent channels for compressor equipment reliability improvement. *Materials Science and Engineering*. 2017. Vol. 233. 012025.
17. Ochowiak M., Matuszak M., Wlodarczak S. et al. The modified swirl sedimentation tanks for water purification. *Journal of Environmental Management*. 2017. Vol. 189. P. 22–28.
18. Zhao F.-L., Bo H.-L. Characteristics analysis of droplet phase transformation during moving in swirl-vane separator. *Atomic Energy Science and Technology*. 2017. Vol. 51 (12). P. 2183–2190.
19. Pitak I., Shaporev V., Pitak O. et al. Investigation of the process of saturation of the filter liquid of soda production with ammonia and carbon dioxide in the production of ammonium chloride. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2019. P. 481–488.
20. Kashuk S., Mercurio S.R., Iskander M. Visualization of dyed NAPL concentration in transparent porous media using color space components. *Journal of Contaminant Hydrology*. 2014. Vol. 162-163. P. 1–16.
21. Andan S., Hariharan S. I., Chase G. G. Continuum model evaluation of the effect of saturation on coalescence filtration. *Separation Science and Technology*. 2008. Vol. 43 (8). P. 1955–1973.
22. Pylypaka S., Klendiy M., Zaharova T. Movement of the particle on the external surface of the cylinder, which makes the translational oscillations in horizontal planes. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2019. Vol. F2. P. 336–345.
23. Mil'stein L. M. Comprehensive evaluation and selection of separators for the oil and gas industry. *Chemical and Petroleum Engineering*. 2014. Vol. 49 (11–12). P. 727–735.

24. Kurchatov I. M., Tishin A. A., Karaseva M. D., Gurkin V. N. Hybrid solutions of compressed gas drying. *Journal of Physics: Conference Series*. 2018. Vol. 1099 (1). 012033.
25. Basauri A., Gomez-Pastora J., Fallanza M. et al. Predictive model for the design of reactive micro-separations. *Separation and Purification Technology*. 2019. Vol. 209. P. 900–907.
26. Gomez-Pastora J., Gonzalez-Fernandez C., Fallanza M. et al. Flow patterns and mass transfer performance of miscible liquid-liquid flows in various microchannels: Numerical and experimental studies. *Chemical Engineering Journal*. 2018. Vol. 344. P. 487–497.
27. Li Z.-T., Wu H.-T., Chen W.-Yi et al. Preparation of magnetic superhydrophobic melamine sponges for effective oil-water separation. *Separation and Purification Technology*. 2019. Vol. 212. P. 40–50.
28. Duroudier J.-P. Liquid-gas and solid-gas separators. ISTE Press. Elsevier, 2016. 176 P.
29. Lahnsteiner J. Handbook of water and used water purification. Springer, 2020. 1000 P.
30. Ramaswamy S., Huang H.-J., Ramarao B.V. Separation and purification technologies in biorefineries. Wiley, 2013. 608 p.
31. Liu J., Liu T., Chen J. Quality prediction for multi-grade processes by just-in-time latent variable modeling with integration of common and special features. *Chemical Engineering Science*. 2018. Vol. 191. P. 31–41.
32. Lopez-Belchi A., Illan-Gomez F., Cano-Izquierdo J. M., Garcia-Cascales J. R. GMDH ANN to optimise model development: Prediction of the pressure drop and the heat transfer coefficient during condensation within mini-channels. *Applied Thermal Engineering*. 2018. Vol. 144. P. 321–330.
33. Kuric I. Development of classification systems for process planning systems. *Quality – Access to Success*. 2012. Vol. 13 (5). P. 183–186.
34. Tarleton, E. S., Wakeman, R. J. Solid/liquid separation: equipment selection and process design. *Elsevier*.

35. Kaijaluoto S., Sorsamaki L., Aaltonen O., Nakari-Setälä T. Bark-based biorefinery – From pilot experiments to process model. *AIChE Annual Meeting: Conference Proceedings*. 2010. 83459.
36. Gulsoy, O. Y., Gulcan, E. A new method for gravity separation: vibrating table gravity concentrator. *Separation and Purification Technology*. 2019. Vol. 211. P. 124–134.
37. Zhang G., Willemin A. S., Brion A. et al. A new method for the separation and purification of the osteogenic compounds of nacre ethanol soluble matrix. *Journal of Structural Biology*. 2016. Vol. 196 (2). P. 127–137.
38. Xu, Y., Wang, X., Cui, Z. et al. Separation of gas-liquid two-phase flow through independent component analysis. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*. 2010. Vol. 59 (5). P. 1294–1302.
39. Ling K., Wu X., Guo B., He J. New method to estimate surface-separator optimum operating pressures. *Oil and Gas Facilities*. 2013. Vol. 2 (3). P. 65–76.
40. Zhou E., Zhang Y., Zhao Y. et al. Effect of vibration energy on fluidization and 1–6 mm coal separation in a vibrated dense medium fluidized bed. *Separation Science and Technology*. 2018. Vol. 53 (14). P. 2297–2313.
41. Wang S., Yang Y., Yang X. et al. Dry beneficiation of fine coal deploying multistage separation processes in a vibrated gas-fluidized bed. *Separation Science and Technology*. 2019. Vol. 54 (4). P. 655–664.
42. Tarel'nyk V., Martynkovskyy V., Dziuba A. New method of friction assemblies reliability and endurance improvement. *Applied Mechanics and Materials*. 2014. Vol. 630. P. 388–396.
43. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Demianenko M. et al. The methodology of numerical simulations of separation process in SPR-separator. *CEUR Workshop Proceedings*. 2019. Vol. 2353. P. 822–832.
44. Pavlenko I., Liaposhchenko A., Ochowiak M., Demyanenko M. Solving the stationary hydroaeroelasticity problem for dynamic deflection elements of separation devices. *Vibrations in Physical Systems*. 2018. Vol. 29. 2018026.

45. Sklabinskyi V., Liaposhchenko O., Pavlenko I. et al. Modelling of liquid's distribution and migration in the fibrous filter layer in the process of inertial-filtering separation. *Advances in Design, Simulation, Manufacturing. DSMIE-2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer*. 2019. P. 489–497.
46. Plyatsuk L. D., Ablieieva I. Yu., Vaskin R. A. et al. Mathematical modeling of gas-cleaning equipment with a highly developed phase contact surface. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (2). P. F19–F24.
47. Araujo A. F., Varela M. L. R., Gomes M. S. et al. Development of an intelligent and automated system for lean industrial production, adding maximum productivity and efficiency in the production process. *Advances in Manufacturing. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer*. 2018. P. 131–140.
48. Laptev A. G., Farakhov T. M. Models of turbulent transport and transfer of disperse phase. *Global Journal of Researches in Engineering: Chemical Engineering, Mass in Liquids*. 2014. Vol. 14 (2). 090499.
49. Fesenko A., Basova Y., Ivanov V. et al. Increasing of equipment efficiency by intensification of technological processes. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2019. Vol. 63 (1), P. 67–73.
50. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Ivanov V. et al. Improvement of parameters for the multi-functional oil-gas separator of “Heater-Treater” type. *2019 IEEE 6th International Conference on Industrial Engineering and Applications*. 2019. P. 66–71.
51. Konovalov D., Kobalava H. Efficiency analysis of gas turbine plant cycles with water injection by the aerothermopressor. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer*. 2020. P. 581–591.
52. Ike C. C. Ritz variational method for the flexural analysis of rectangular Kirchhoff plate on Winkler foundation. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. D7–D15.

53. Povstyanoi O. Y., Rud' V. D., Samchuk L. M., Zubovets'ka N. T. Production of porous materials with the use of energy-saving technologies. *Materials Science*. 2016. Vol. 51 (6). P. 847–853.
54. Kostyuk G., Popov V., Kostyk K. Computer modeling of the obtaining nanostructures process under the action of laser radiation on steel. *Proceedings of 2nd International Workshop on Computer Modeling and Intelligent Systems, CMIS 2019*. 2019. Vol. 2353. P. 729–743.
55. Martins S., Varela M. L. R., Machado J. Development of a system for supporting industrial management. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2020. P. 209–215.
56. Ivanov V., Dehtiarov I., Pavlenko I. et al. Technology for complex parts machining in multiproduct manufacturing. *Management and Production Engineering Review*. 2019. Vol. 10 (2). P. 25–36.
57. Sokolov V., Krol O., Stepanova O. Automatic control system for electrohydraulic drive of production equipment. *IEEE International Russian Automation Conference (RusAutoCon 2018)*. 2018. 18168420.
58. Krol O., Sokolov V. Parametric modeling of gear cutting tools. *Advances in Manufacturing II. MANUFACTURING 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2019. P. 3–11.
59. Krol O., Sokolov V. Parametric modeling of transverse layout for machine tool gearboxes. *Advances in Manufacturing II. MANUFACTURING 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2019. P. 122–130.
60. Dynnyk O., Denysenko Y., Zaloga V. et al. Information support for the quality management system assessment of engineering enterprises. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2020. P. 65–74.
61. Kuric I., Cisar M. Machine tool errors and its simulation on experimental device. *Academic Journal of Manufacturing Engineering*. 2015. Vol. 13 (4). P. 17–21.

62. Mansoori Z., Saffar-Avval M., Tabrizi H. B., Ahmadi G. Experimental study of turbulent gas–solid heat transfer at different particles temperature. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2004. Vol. 28 (6). P. 655–665.
63. Bochkarev A. A., Polyakova V. I. Processes of formation of micro- and nanodispersed systems. *CRC Press. Taylor and Francis Group*. 2016.
64. Majda A. J., Lee Y. Conceptual dynamical models for turbulence. *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*. 2014. Vol. 111 (18). P. 6548–6553.
65. Chiou M. C., Chiu C. H., Chen H. S. Modeling particle deposition from fully developed turbulent flow. *Applied Mathematical Modelling*. 2011. Vol. 35 (7). P. 3238–3254.
66. Kondrat'ev A. S., Shvyd'ko P. P. Calculation of the movement of polydisperse mixtures of solid particles in the flow of a Newtonian fluid in a horizontal pipe. *Theoretical Foundations of Chemical Engineering*. 2017. Vol. 51 (1). P. 107–117.
67. Fitzpatrick R. Theoretical fluid dynamics. *IOP Publishing*. 2017.
68. Zagaynov V. A., Vasyanovich M. E., Maksimenko V. V. et al. Specific features in measuring particle size distributions in highly disperse aerosol systems. *Russian Journal of Physical Chemistry*. 2018. Series A. Vol. 92 (6). P. 1201–1207.
69. Galtseva O. V., Bordunov S. V., Torgaev S. N. Highly-effective purification of air on the fibrous filtering nozzles. *Materials Science and Engineering*. 2016. Vol. 110 (1). 012094.
70. Ramin J. I., Etienne R. Estimation of acoustic forces on submicron aerosol particles in a standing wave field. *Aerosol Science and Technology*. 2018. Vol. 52 (1). P. 57–68.
71. Watanabe K. Drag reduction of complex mixtures. *Academic Press. Elsevier*. 2018.
72. Gustavsson K., Einarsson J., Mehlig B. Tumbling of small axisymmetric particles in random and turbulent flows. *Physical Review Letters*. 2014. Vol. 112. 014501.

73. Lashgari I., Picano F., Breugem W. P., Brandt L. Channel flow of rigid sphere suspensions: Particle dynamics in the inertial regime. *International Journal of Multiphase Flow*. 2016. Vol. 78. P. 12–24.
74. Nazif H. R., Tabrizi H. B. Development of boundary transfer method in simulation of gas–solid turbulent flow of a riser. *Applied Mathematical Modelling*. 2013. Vol. 37 (4). P. 2445–2459.
75. Xu D., Warnecke S., Song B. et al. Transition to turbulence in pulsating pipe flow. *Journal of Fluid Mechanics*. 2017. Vol. 831. P. 418–432.
76. Boissiere B., Ansart R., Gauthier D. et al. Experimental hydrodynamic study of gas-particle dense suspension upward flow for application as new heat transfer and storage fluid. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*. 2014. Vol. 93 (2). P. 317–330.
77. Damseh R. A. On boundary layer flow of a dusty gas from a horizontal circular cylinder. *Brazilian Journal of Chemical Engineering*. 2010. Vol. 27 (4). P. 653–662.
78. Siddiqa S., Hossain M. A., Saha S. C. Two-phase natural convection flow of a dusty fluid. *International Journal of Numerical Methods for Heat and Fluid Flow*. 2015. Vol. 25 (7). P. 1542–1556.
79. Burgo T. A. L., Galembeck F. Electrified water: liquid, vapor and aerosol. *Journal of the Brazilian Chemical Society*. 2016. Vol. 27 (2). P. 229–238.
80. Abarham M., Hoard J. W., Assanis D. et al. An analytical study of thermophoretic particulate deposition in turbulent pipe flows. *Aerosol Science and Technology*. 2010. Vol. 44 (9). P. 785–795.
81. Sierociuk D., Zielinski A., Sarwas G. et al. Modelling heat transfer in heterogeneous media using fractional calculus. *Philosophical Transactions of the Royal Society. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 2013. Vol. 371 (1990). 20120146.
82. Vatazhin A. B., Kozlov V. E., Starik A. M., Kholshchevnikova E. K. Numerical modeling of the formation of aerosol particles in jet engine plumes. *Fluid Dynamics*. 2007. Vol. 42 (1). P. 33–43.

83. Wilson S. R., Liu Y., Matida E. A., Johnson M. R. Aerosol deposition measurements as a function of Reynolds number for turbulent flow in a ninety-degree pipe bend. *Aerosol Science and Technology*. 2011. Vol. 45 (3). P. 364–375.
84. Сугак Е. В., Войнов Н. А., Николаев Н. А. Очистка газовых выбросов в аппаратах с интенсивными гидродинамическими режимами. 2-е изд. Казань : Отечество, 2009. 224 с.
85. Синайский Э. Г., Лапига Е. Я., Зайцев Ю. В. Сепарация многофазных многокомпонентных систем. Москва : Недра-Бизнесцентр, 2002. 621 с.
86. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Теоретическая физика: Гидродинамика. 5-е изд. Москва : ФИЗМАТЛИТ, 2001. Т. 6. 736 с.
87. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Теоретическая физика: Механика. 5-е изд. Москва : ФИЗМАТЛИТ, 2004. Т. 1. 224 с.
88. Медников Е. П. Турбулентный перенос и осаждение аэрозолей. Москва : Наука, 1980. 176 с.
89. Gubaidullin D. A., Osipov P. P., Zakirov A. N. Impact of Basset force on threshold values of particle drag coefficient and density parameter in standing sinusoidal wave. *Journal of Physics*. 2014. Vol. 567. 012018.
90. Fan F., Yang X., Kim C. N. Direct simulation of inhalable particle motion and collision in a standing wave field. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2013. Vol. 27 (6). P. 1707–1712.
91. Gubaidullin D. A., Osipov P. P., Nasyrov R. R. Influence of the drag coefficient of particles on their distribution in a two-dimensional acoustic resonator. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 2018. Vol. 91 (3). P. 688–695.
92. Wang S., Allen J. S., Ardekani A. M. Unsteady particle motion in an acoustic standing wave field. *European Journal of Computational Mechanics*. 2017. Vol. 26 (1–2). P. 115–130.
93. Doughty T. A., Belle-Isle A. W., Pendowski N. Experimental validation of nonlinear model tracking with varying conditions. *Topics in Modal Analysis and Testing*. 2017. Vol. 10. P. 139–162.

94. Brouwers J. J. H. Langevin equation of a fluid particle in wall-induced turbulence. *Theoretical and Mathematical Physics*. 2010. Vol. 163 (2). P. 677–695.
95. Barjona M., da Silva C. B. Kolmogorov's Lagrangian similarity law revisited. *Physics of Fluids*. 2017. Vol. 29. 105106.
96. Verhas J. Onsager's reciprocal relations and some basic laws. *Journal of Computational and Applied Mechanics*. 2004. Vol. 5 (1). P. 157–163.
97. La Porta A., Voth G. A., Crawford A. M. et al. Fluid particle accelerations in fully developed turbulence. *Annual Review of Fluid Mechanics*. 2001. Vol. 409. P. 1017–1019.
98. Dostoglou S. Statistical hydrodynamics and related problems in spaces of probability measures. *AIP Conference Proceedings*. 2017. Vol. 1907. 020004.
99. Ilinskii Y. A., Zabolotskaya E. A., Hamilton M. F. Acoustic radiation force on a sphere in tissue. *AIP Conference Proceedings*. 2012. Vol. 1474. P. 255–258.
100. Sapozhnikov O. A. Radiation force of an arbitrary acoustic beam on an elastic sphere in a fluid. *The Journal of the Acoustical Society of America*. 2013. Vol. 133 (2). P. 661–676.
101. Doinikov A. A. Translational motion of a spherical bubble in an acoustic standing wave of high intensity. *Physics of Fluids*. 2002. Vol. 14. 1420.
102. Steinberg P. Landau hydrodynamics and RHIC phenomena. *Acta Physica Hungarica*. 2005. Vol. 24 (1–4). P. 51–57.
103. Xu S., Nadim A. Three models for rectilinear particle motion with the Basset history force. *Electronic Journal of Differential Equations*. 2015. Vol. 104. P. 1–19.
104. Васильков В. Б. Влияние вибраций на нелинейные эффекты в механических системах : автореф. дисс. ... д-ра техн. наук : 01.02.06. Санкт-Петербург, 2009.
105. Блехман И. И., Вайсберг Л. А. Явление вибрационной инжекции газа в жидкость. *Научные открытия*. 2002. С. 60.
106. Якимова К. С. О возможности использования вибрационной инжекции в обогащительных технологиях. *Обогащение руд*. 2004. № 4. С. 43–46.

107. Боголюбов Н. Н. Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний. Москва : Физматлит, 1963. 410 с.
108. Малкин И. Г. Методы Ляпунова и Пуанкаре в теории нелинейных колебаний. Москва : Едиториал УРСС, 2004. 248 с.
109. Blekhman I. I., Yakimova K. S., et al. Selected topics in vibrational mechanics. World Scientific Publishing, New Jersey, USA. 2003.
110. Абиев Р. Ш. Резонансная аппаратура для процессов в жидкофазных системах : автореф. дисс. ... д-ра техн. наук : 05.17.08. Санкт-Петербург, 2000.
111. Ганиев Р. Ф. Колебательные эффекты в многофазных средах и их использование в технологии. Киев : Техника, 1980.
112. Новицкий Б. Г. Применение акустических колебаний в химико-технологических процессах. Москва : Химия, 1983. 192 с.
113. Украинский Л. Е. Динамические основы волновой технологии : автореф. дисс. ... д-ра техн. наук : 01.02.06, 01.02.05. Москва, 2006.
114. Блехман И. И., Якимова К. С. Нелинейные эффекты при истечении жидкости из вибрирующих сосудов. *Доклады Академии Наук*. 2003. Т. 391, № 2. С. 185–188.
115. Вайсберг Л. А., Лавров Б. П. Универсальный вибрационный стенд: опыт использования в исследованиях, некоторые результаты. *Научно-технические ведомости СПбГТУ*. 2003. № 3. С. 224–227.
116. Гортинский В. В., Демский А. Б., Борискин М. А. Процессы сепарирования на зерноперерабатывающих предприятиях. Москва : Колос, 1980. 304 с.
117. Крипаков А. И. Вибросепарирование зернопродуктов на вращающихся решетных барабанах : автореф. дисс. ... канд. техн. наук : 05.18.12. Москва, 1984.
118. Левенгарц В. Л. Исследование динамики и совершенствования устройств для вибрационной обработки деталей : автореф. дисс. ... канд. техн. наук : 05.02.08. Каунас, 1981. 28 с.

119. Раскин Х. И. Применение методов физической кинетики к задачам вибрационного воздействия на сыпучие среды. *Доклады Академии Наук*. 1975. Т. 220, № 1. С. 54–57.

120. Блехман И. И., Хайнман В. Я. О теории разделения сыпучих смесей. *Известия Академии Наук. Серия «Механика и машиностроение»*. 1965. № 5. С. 22–30.

121. Гончаревич И. Ф., Вихнович О. Л. Вибрационные установки для выпуска руды. Конструкции, методы расчета, рекомендации по эксплуатации и наладке. Москва : Недра, 1967. 97 с.

122. Блехман И. И., Блехман Л. И., Вайсберг Л. А. и др. «Аномальные» явления в жидкости при действии вибрации. *Доклады Академии Наук*. 2008. Т. 422, № 4. С. 470–474.

123. Макаренко А. А. Вплив гідродинамічної кавітаційної обробки гетерогенних систем на утворення ліпідних наноструктур : дис. ... канд. техн. наук : 05.14.06. Київ, 2018.

124. Блехман И. И., Васильков В. Б., Якимова К. С., Шишкина Е. В. Генерирование медленных потоков жидкости вибрирующим вблизи стенки диском (к теории вибрационных насосов). *Обогащение руд*. 2001. № 1. С. 36–38.

125. Усаковский В. М. Повышение эффективности и создание средств механизации сельскохозяйственного водоснабжения на основе колебательных процессов : автореф. дисс. ... д-ра техн. наук : 06.02.01. Москва, 1983.

126. Zavialov V., Misyura T., Popova N., et al. Investigation of hydrodynamics during continuous vibroextraction in a liquid–solid body system. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2018. P. 524–535.

127. Zavialov V., Misyura T., Popova N., et al. Regularities of solid-phase continuous vibration extraction and prospects for its industrial use. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2019. P. 920–930.

128. Марцинковский В. А. Бесконтактные уплотнения роторных машин. Москва : Машиностроение, 1980. 200 с.

129. Марцинковский В. А. Щелевые уплотнения: теория и практика. Сумы : Сумский государственный университет, 2005. 416 с.

130. Симоновський В. І. Оцінювання коефіцієнтів математичних моделей за експериментальними даними. Теорія і практика. Суми : Сумський державний університет, 2015. 121 с.

131. Холин Б. Г. Центробежные и вибрационные грануляторы плавов и распылители жидкости. Москва : Машиностроение, 1977. 182 с.

132. Wu Y., Bao C., Zhou Y. An innovated tower-fluidized bed prilling process. *Chinese Journal of Chemical Engineering*. 2007. Vol. 15 (3). P. 424–428.

133. Wang Y., Jiang X., Yuan H. Process calculation of mechanical ventilation prilling tower for ammonium nitrate. *Chemical Engineering*. 2013. Vol. 41 (10). P. 69–74.

134. Saito S., Abe Y., Kaneko A. et al. Experimental study on jet instability and breakup behavior in liquid-liquid system. *23th International Conference on Nuclear Engineering: Nuclear Power – Reliable Global Energy (ICONE 2015)*. 2015. Vol. 2015. 118695.

135. Cheong B. S., Howes T. Capillary jet instability under the influence of gravity. *Chemical Engineering Science*. 2004. Vol. 59 (11). P. 2145–2157.

136. Yang M., Yan L., Wang Y. et al. Instability and interfacial coherent structure of free round turbulent jet. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*. 2016. Vol. 47 (2). P. 35–44.

137. Sanyal A., Basu S. Evaporation excites temporal sequence of resonant modes in a sessile droplet perturbed at constant frequency – insights into the universal dynamics of mode transitions. *Chemical Engineering Science*. 2018. Vol. 176. P. 294–305.

138. Hoffmann T., Rieck C., Buck A. et al. Influence of granule porosity during fluidized bed spray granulation. *Procedia Engineering*. 2015. Vol. 102. P. 458–467.

139. Chen C. W., Lee T. Round granules of dimethyl fumarate by three-in-one intensified process of reaction, crystallization, and spherical agglomeration in a

common stirred tank. *Organic Process Research and Development*. 2017. Vol. 21 (9). P. 1326–1339.

140. Zhang L., Liu W., Zhang Y. Calculation of teeter bed height of teetered bed separator based on jet theory. *Powder Technology*. 2016. Vol. 295. P. 225–233.

141. Zhang X., Cao S., Li D. Study of integrated dust control and dust removal technology based on wall-attached jet theory. *Journal of China University of Mining and Technology*. 2019. Vol. 48 (3). P. 495–502.

142. Skydanenko M., Sklabinskyi V., Saleh S. CFD simulation of ammonium nitrate melt in a perforated rotating bucket. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2019. P. 498–506.

143. Vakal V., Pavlenko I., Vakal S. et al. Mathematical modeling of nutrient release from capsulated fertilizers. *Periodica Polytechnica Chemical Engineering*, Vol. (Online), doi: 10.3311/PPch.14100.

144. Skydanenko M., Sklabinskyi V., Saleh S., Barghi S. Reduction of dust emission by monodisperse system technology for ammonium nitrate manufacturing. *Processes*. 2017. Vol. 5 (3). 37.

145. Li W., Wang Y., Mumford K. A. et al. Comparison of the axial dispersion performance of pulsed solvent extraction columns with Tenova pulsed column–kinetics internals and standard disc and doughnut internals. *Solvent Extraction and Ion Exchange*. 2018. Vol. 36 (4). P. 387–400.

146. Asadollahzadeh M., Hemmati A., Torab-Mostaedi M. et al. Use of axial dispersion model for determination of Sherwood number and mass transfer coefficients in a perforated rotating disc contactor. *Chinese Journal of Chemical Engineering*. 2017. Vol. 25 (1). P. 53–61.

147. Khovanskyi S., Pavlenko I., Pitel J. et al. Solving the coupled aerodynamic and thermal problem for modeling the air distribution devices with perforated plates. *Energies*. 2019. Vol. 12 (18). 3488.

148. Ostroha R., Yukhymenko M., Lytvynenko A. et al. Granulation process of the organic suspension: fluidized bed temperature influence on the kinetics of the

granule formation. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham.* 2019. P. 463–471.

149. Merzliakov I., Pavlenko I., Chekh O. et al. Mathematical modeling of operating process and technological features for designing the vortex type liquid-vapor jet apparatus. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham.* 2020. P. 613–622.

150. Xiao F., Jing J., Kuang S. et al. Capillary forces on wet particles with a liquid bridge transition from convex to concave. *Powder Technology.* 2020. Vol. 363. P. 59–73.

151. Murase K., Arai K., Ootsuka T. et al. Numerical and experimental estimation on the normal and tangential capillary bridge force adhered to two spheres. *Handling and Processing of Granular Systems 2018 – Topical at the 8th World Congress on Particle Technology.* 2018. P. 46–53.

152. Wei M., Liu F., Wen H. et al. Dispersion equation of three-dimensional unstable disturbing wave on surface of a viscous liquid jet with evaporating. *Transactions of Chinese Society for Internal Combustion Engines.* 2005. Vol. 23 (5). P. 430–435.

153. Tammisola O., Lundell F., Soderberg L. Surface tension-induced global instability of planar jets and wakes. *Journal of Fluid Mechanics.* 2012. Vol. 713. P. 632–658.

154. Driessen T., Sleutel P., Dijksman F. et al. Control of jet breakup by a superposition of two Rayleigh–Plateau-unstable modes. *Journal of Fluid Mechanics.* 2014. Vol. 749. P. 275–296.

155. Itoh K., Tsuji Y., Nakamura H., Kukita Y. Free-surface shear layer instabilities on a high-speed liquid jet. *Fusion Technology.* 2000. Vol. 37(1). P. 74–88.

156. Jia B., Xie L., Cui X. et al. Linear stability of confined coaxial jets in the presence of gas velocity oscillations with heat and mass transfer. *Physics of Fluids.* 2019. Vol. 31 (9). 092101.

157. Jiang X., Qi L., Luo J., Zeng X. Influences of disturbance frequency on the droplet generation for microdroplet deposition manufacture. *Proceedings of the*

Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. 2009. Vol. 223 (12). P. 1529–1539.

158. Xie R., Chu L., Chen W. et al. Preparation of monodispersed porous microcapsule membranes with SPG membrane emulsification and interfacial polymerization. *Journal of Chemical Engineering of Chinese Universities.* Vol. 17 (4). P. 400–405.

159. Mu K., Si T., Li E. et al. Numerical study on droplet generation in axisymmetric flow focusing upon actuation. *Physics of Fluids.* 2018. Vol. 30 (1). 012111.

160. Chen X., Ren C. L. Experimental study on droplet generation in flow focusing devices considering a stratified flow with viscosity contrast. *Chemical Engineering Science.* 2017. Vol. 163. P. 1–10.

161. Frohn A., Roth N. Dynamics of droplets. *Springer.* 2000.

162. Скиданенко М. С. Гідромеханічні показники пристроїв для отримання монодисперсних крапель та гранул : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.17.08. Суми, 2014. 20 с.

163. Рэлей Д. Теория звука. Москва : Издательство технико-теоретической литературы, 1955. Т. 1. 503 с.

164. Basset A. B. Waves and jets in a viscous liquid. *American Journal of Mathematics.* 1894. Vol. 16. P. 93–110.

165. Генлейн А. Распад струи жидкости. *Двигатели внутреннего сгорания.* 1936. Т. 1. С. 16.

166. Блинов В. И., Файнберг Е. Л. О пульсациях струи и разрыве ее на капли. *Журнал технической физики.* 1933. Т. 3, Вып. 5.

167. Блинов В. И. О дисперсности механически распыленной воды. Москва, 1931. 211 с.

168. Панасенко Н. С. О влиянии турбулентности жидкой струи на ее распыление. *Журнал технической физики.* 1951. Т. 21, Вып. 2. С. 160–166.

169. Вебер К. Распад струи жидкости. *Двигатели внутреннего сгорания.* 1936. Т. 1.

170. Дейч М. Е., Филиппов Г. А. Газодинамика двухфазных сред. Энергия, 1968. 361 с.
171. Холин Б. Г. О влиянии формы регулярных возмущений поверхности струи жидкости на ее распад на капли. *ДАН*. 1970. Т. 194, № 2. С. 305–308.
172. Schmidt P. Zerteilen von flüssigkeiten in gleich große tropfen. *Chemie Ing. Technic*. 1967. № 5/6. P. 375–379.
173. Karintsev I. B., Pavlenko I. V. Hydroaeroelasticity. Sumy : Sumy State University, 2017.
174. De Silva C. W. Vibration and Shock Handbook. Boca Raton : Taylor and Francis, CRC Press, 2005.
175. Korobkin A., Parau E. I., Vanden-Broeck J.-M. The mathematical challenges and modelling of hydroelasticity. *The Royal Society Phil. Trans. R. Soc. A*. 2011. Vol. 369. P. 2803–2812.
176. Тобес, Иглсон. Гидроупругие колебания плоских пластин, связанные геометрией задней кромки. *Техническая механика. Серия "D"*. Т. 83, № 4. С. 229.
177. Пат. 111039 U Україна, МПК (2016.01)B01D 45/00. Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку / О. О. Ляпощенко, О. В. Настенко, І. В. Павленко та ін. ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201605061 ; заявл. 06.05.2016 ; опубл. 25.10.2016, бюл. № 20.
178. Sloboda O., Korba P., Hovanec M., Pila J. Numerical approach in aeroelasticity. *Scientific Journal of Silesian University of Technology. Series "Transport"*. 2016. Vol. 93. P. 115–122.
179. Afanasyeva I. N., Lantsova I. Yu. Numerical simulation of an elastic structure behavior under transient fluid flow excitation. Investigation of aerodynamic instability of a thin plate. *MATEC Web of Conferences*. 2017. Vol. 117. 00099.
180. Zahed P., Zhang J., Arabnejad H. et al. CFD simulation of multiphase flows and erosion predictions under annular flow and low liquid loading conditions. *Wear*. 2017. Vol. 376. P. 1260–1270.

181. Yao J., Yao Y. F., Arini A. et al. Modelling air and water two-phase annular flow in a small horizontal pipe. *Proceedings of the sixth international symposium on physics of fluids (ISPF6). International Journal of Modern Physics-Conference Series*. 2016. Vol. 42.

182. Brittle S., Desai P., Ng W. C. et al. Minimising microbubble size through oscillation frequency control. *Chemical Engineering Research and Design*. 2015. Vol. 104. P. 357–366.

183. Wu Y. R., Wang C. H. Theoretical analysis of interaction between a particle and an oscillating bubble driven by ultrasound waves in liquid. *Chinese Physics B*. 2017. Vol. 11(26). 114303.

184. Go D. B., Atashbar M. Z., Ramshani Z., Chang H. C. Surface acoustic wave devices for chemical sensing and microfluidics: a review and perspective. *Analytical Methods*. 2017. Vol. 28(9). P. 4112–4134.

185. Соу С. Гидродинамика многофазных систем. – Москва : Мир, 1971. 536 с.

186. Soo S. L., Ihrig H. K., El Kouh A. E. Experimental determination of statistical properties of two-phase turbulent motion. *ASME Transactions, Series D*. 1960. Vol. 82(3). P. 609–621.

187. Нейков О. Д., Коваль В. И., Пак М. А. Закономерности движения примесей в штреке. *Вентиляция и очистка воздуха*. 1967. Вып. 3. С. 30–34.

188. Groenhoff H. C. Eddy diffusion in the central region of turbulent flows in pipes and between parallel plates. *Chemical Engineering Science*. 1970. Vol. 25(6). P. 1005–1014.

189. Касаткин А. Г. Основные процессы и аппараты химической технологии. Москва : Госхимиздат, 1971. 784 с.

190. Шифрин К. С., Гордон И. З., Файнштейн М. Г. Экспериментальные определения константы турбулентной диффузии внутри замкнутого сосуда при малых градиентах температуры. Москва : Академия наук, 1949. № 3. С. 300–310.

191. Longwell J. P., Weiss M. A. Mixing and distribution of liquids in high-velocity air streams. *Industrial and Engineering Chemistry*. 1953. Vol. 45(3). P. 667–677.

192. Волощук Б. М. Введение в гидродинамику грубодисперсных аэрозолей. Ленинград : Гидрометеиздат, 1971. 208 с.

193. King L. V. On the acoustic radiation pressure on spheres. *Proceedings of the Royal Society. Series A "Mathematical, Physical and Engineering Sciences"*. 1934. P. 212–240.

194. Поздеев В. А., Цуркин В. Н. О низкочастотной осцилляции пузырьков в вибрирующей жидкости. *Акустичний вісник*. 2003. Т. 6, № 1. С. 43–47.

195. Нигматулин Р. И. Динамика многофазных сред. В 2-х т. Т. 2. Москва : Наука, 1987. 360 с.

196. Поздеев В. А., Бескаравайный Н. М., Ковалев В. Г. Импульсные возмущения в газожидкостных средах. Киев : Наукова думка, 1988. 116 с.

197. Пучка Г. Н. О гидроударе в жидкости с пузырьками газа. *Прикладная механика*. 2001. Т. 37, № 2. С. 139–144.

198. Хаппель Дж., Бреннер Г. Гидродинамика при малых числах Рейнольдса. Москва : Мир, 1976. 630 с.

199. Кубенко В. Д., Лакиза В. Д., Павловский В. С., Пелых Н. А. Динамика упругогазожидкостных систем при вибрационных воздействиях. Киев : Наукова думка, 1988. 256 с.

200. Кубенко В. Д., В. В. Дзюба. Акустическое поле в жестком цилиндрическом сосуде при вибровозбуждении колебания по заданному закону сферой. *Прикладная механика*. 2000. Т. 36, № 6. С. 88–98.

201. Цуркин В. Н., Чечель В. К. О крупномасштабной осцилляции и дрейфе пузырьков в жидкости в зависимости от их размеров. *II Междисциплинарный симпозиум «Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред»*. Москва : Московский авиационный институт, 1996. С. 111–112.

202. Пелых Н. А. Разнонаправленные движения пузырьков газа в вибрирующих жидкостях при наличии физических неоднородностей. *Прикладная механика*. 1985. Т. 21, № 6. С. 100–107.

203. Якимов Ю. Д. Эффект избирательного дрейфа пузырьков газа в вибрирующей жидкости в зависимости от их размеров. *Механика жидкости и газа*. 1978. № 4. С. 138–140.

204. Блехман Л. И. Вибрационное взвешивание твердых тел в жидкости и сыпучей среде. *Вестник ПНИПУ*. 2013. № 2. С. 52–83.

205. Короткин А. И. Исследование гидродинамической характеристики вибронасоса VNL-1. *Научно-технический отчет ЦНИИ им. А. Н. Крылова*. 1993. № 35288.

206. Blekhan I. I. *Vibrational Mechanics (Nonlinear Dynamic Effects, General Approach, Applications)*. Singapore : World Scientific Publishing, 2000. 510 P.

207. Чирков А. Ю., Хвесюк В. И. Неустойчивость Кельвина–Гельмгольца в сдвиговых течениях жидкости и плазмы. *Инженерный журнал: наука и инновации*. 2013. Вып. 5(17). С. 1–10.

208. Поникаров С. И. Дробление капель в центробежных аппаратах химических производств : дис. ... канд. техн. наук : 05.17.08. Казань, 1984. 166 с.

209. Архипов В. А., Васенин И. М., Трофимов В. Ф., Усанина А. С. Устойчивость формы частиц дисперсной фазы при малых числах Рейнольдса. *Механика жидкости и газа*. 2013. № 2. С. 5–14.

210. Келбалиев Г. И., Ибрагимов З. И. Коалесценция и дробление капель в изотропном турбулентном потоке. *Теоретические основы химической технологии*. 2009. Т. 43, № 3. С. 329–336.

211. Никольский Б. П. Справочник химика. Москва : Химия, 1971. 1169 с.

212. Большая энциклопедия нефти и газа [электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.ngpedia.ru/id634255p2.html>.

213. Ивлев Л. С., Довгалюк Ю. А. Физика атмосферных аэрозольных систем. Санкт-Петербург : НИИХ СПбГУ, 1999. 194 с.

214. Черданцев А. В. Волновая структура пленки жидкости и процессы обмена дисперсной фазой в дисперсно-кольцевом газожидкостном течении : автореф. дисс. ... д-ра техн. наук : 01.02.05. – Новосибирск, 2018. 32 с.

215. Илюшин Б. Б. Процессы переноса в турбулентных течениях. Новосибирск : НГУ, 2009. 102 с.

216. Арефьев К. Ю., Воронецкий А. В. Моделирование процесса дробления и испарения капель нереагирующей жидкости в высокоэнтальпийных газодинамических потоках. *Теплофизика и аэромеханика*. 2015. Т. 22, № 4. С. 613–624.

217. Арефьев К. Ю., Воронецкий А. В., Сучков С. А. Расчетное исследование особенностей дробления и испарения капель в газодинамических течениях с циклическими ударными волнами. *Известия высших учебных заведений*. Москва : Машиностроение. 2015. Т. 10, № 667. С. 17–30.

218. Бойко В. М., Поплавский С. В. Экспериментальное исследование двух типов срывного разрушения капли в потоке за ударной волной. *Физика горения и взрыва*. 2012. № 4. С. 76–82.

219. Глазнев В. Н., Коробейников Ю. Г. Эффект Гартмана. Область существования и частоты колебаний. *Прикладная механика и техническая физика*. 2001. Т. 42, № 4. С. 62–67.

220. Gelfand B. E., Vieilli B., Gekalp I., Chauveau C. Shock-free breakup of droplets. Temporal Characteristics. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*. 2001. Vol. 42(1). P. 63–66.

221. Theofanous T. G., Li G. J. On the physics of aerobreakup. *Physics of Fluids*. 2008. Vol. 20. 14 P.

222. Kucharika M., Shashkov M. Conservative multi-material remap for staggered multimaterial arbitrary Lagrangian–Eulerian methods. *Journal of Computational Physics*. 2014. Vol. 258. P. 268–304.

223. Wellner N., Siebeneck K., Scholl S. Continuous dehydration of ionic liquids in a falling film evaporator. *Separation and Purification Technology*. 2015. Vol. 150. P. 44–51.

224. He H., Pan L.-M., Huang H.-J., Yan R.-G. Rupture of thin liquid film based premature critical heat flux prediction in microchannel. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2018. Vol. 125. P. 933–942.

225. Chen S., Zhang T., Lv L. et al. Intensification of the liquid side mass transfer in double-side falling film microchannels by micro-mixing structures. *Chemical Engineering Science*. 2019. Vol. 193. P. 264–275.

226. Nazari M., Sani H. M., Kayhani M. H., Daghighi Y. Different stages of liquid film growth in a microchannel: Two-phase Lattice Boltzmann study. *Brazilian Journal of Chemical Engineering*. 2018. Vol. 35. P. 977–994.

227. Cai J., Huai X., Liu B., Cui Z. Numerical prediction of thin liquid film near the solid wall for hydraulic cavitating flow in microchannel by a multiphase Lattice Boltzmann model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2018. Vol. 127. P. 107–115.

228. Gao H., Luo X., Cui D. et al. A study of film thickness and hydrodynamic entrance length in liquid laminar film flow along a vertical tube. *Process Systems Engineering*. 2018. Vol. 64 (6). P. 2078–2088.

229. Yu Y. Q., Cheng X. Three-dimensional simulation on behavior of water film flow with and without shear stress on water-air interface. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2014. Vol. 79. P. 561–572.

230. Bo S., Ma X., Lan Z. et al. Numerical simulation on wave behaviour and flow dynamics of laminar-wavy falling films: Effect of surface tension and viscosity. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*. 2012. Vol. 90. P. 61–68.

231. Min J. K., Park I. S. Numerical study for laminar wavy motions of liquid film flow on vertical wall. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2011. Vol. 54. P. 3256–3266.

232. Haeri S., Hashemabadi S. H. Three dimensional CFD simulation and experimental study of power law fluid spreading on inclined plates. *International Communications in Heat and Mass Transfer*. 2008. Vol. 35. P. 1041–1047.

233. Hantsch A., Gross U. Numerical simulation of falling liquid film flow on a vertical plane by two-phase Lattice Boltzmann method. *Journal of Engineering*. 2012. Vol. 2013. 484137.

234. Klyuev N. I. Mathematical model of the liquid film flow on the flat surface. *American Journal of Aerospace Engineering*. 2017. Vol. 4 (1). P. 1–5.

235. Bender A., Stephan P., Gambaryan-Roisman T. Numerical investigation of the evolution and breakup of an evaporating liquid film on a structured wall. *International Journal of Heat and Fluid Flow*. 2018. Vol. 70. P. 104–113.

236. Lukashov V. K., Kostiuchenko Y. V., Timofeev S. V. Hydrodynamics of a liquid film downflow on a flat surface in evaporation conditions into a flow of neutral gas. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. F19–F24.

237. Meza C. E., Balakotaiah V. Modeling and experimental studies of large amplitude waves on vertically falling films. *Chemical Engineering Science*. 2008. Vol. 63. P. 4704–4734.

238. Trifonov Y. Y. Stability and bifurcations of the wavy film flow down a vertical plate: The results of integral approaches and full-scale computations. *Fluid Dynamics Research*. 2012. Vol. 44 (3). 19.

239. Prokudina L. A., Salamatov Ye. A. Mathematical modelling of wavy surface of liquid film falling down a vertical plane at moderate Reynolds' numbers. *Bulletin of the South Ural State University: Mathematical Modelling, Programming and Computer Software*. 2015. Vol. 8 (4). P. 30–39.

240. Albijanic B., Zhou Y., Tadesse B. et al. Influence of bubble approach velocity on liquid film drainage between a bubble and a spherical particle. *Powder Technology*. 2018. Vol. 338. P. 140–144.

241. Eichinger S., Storch T., Grab T. et al. Investigations of the spreading of falling liquid films in inclined tubes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2017. Vol. 119. P. 586–600.

242. Hasan N., Naser J. Determining the thickness of liquid film in laminar condition on a rotating drum surface using CFD. *Chemical Engineering Science*. 2009. Vol. 64. P. 919–924.

243. Abdulkadir M., Samson J. N., Zhao D. et al. Annular liquid film thickness prediction in a vertical 180° return bend. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2018. Vol. 96. P. 205–215.

244. Bhuiyan A. A., Naser J. Development of 3D transient wall filming mechanism during combustion by coupling Eulerian–Lagrangian approach and particle-wall interaction model. *Applied Thermal Engineering*. 2017. Vol. 112. P. 911–923.

245. Pavlenko I., Liaposhchenko O., Sklabinskyi V. et al. Hydrodynamic features of gas-liquid flow movement in a separation device plane channel with an oscillating wall. *Problemele Energeticii Regionale*. 2018. Vol. 3 (38). P. 62–70.

246. Pylypaka S., Nesvidomin V., Zaharova T. et al. The investigation of particle movement on a helical surface. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer, Cham. 2020. P. 671–681.

247. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Monkova K. et al. Numerical simulation of aeroelastic interaction between gas-liquid flow and deformable elements in modular separation devices. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer, Cham. 2020. P. 765–774.

248. Пат. RU 02221625, МПК В01D 45/16. Малогабаритный высокоэффективный сепаратор СЦВ-5 / Ю. И. Кочубей ; заявл. 04.01.2003 ; опубл. 20.01.2004.

249. Пат. 2011152665 Україна, В01D 17/00, В01D 19/00. Фазний розділювач / С. І. Бойко, О. В. Литвиненко, М. О. Грицай та ін.; заявл. 22.12.2011; опубл. 27.05.2013.

250. Pat. CN 206081807. Oil-gas-water three-phase separator / W. Junchuan, Y. Haiqiao, T. Yipan et al. ; 12.04.2017.

251. Pat. CN 104225963. Energy-saving vertical type oil-gas-water phase separator / O. Guoqiang, O. Yongyi, H. Gang ; 24.12.2014.

252. Pat. CN 207076174. Oil and natural gas handles and uses three -phase multistage separator / W. Lichao, W. Heng, W. Shiying et al.

253. Pat. CN 207478152. Vertical three-phase separator / S. Yucheng; 12.06.2018.

254. Пат. RU 0000101936. Вертикальный нефтегазовый сепаратор / М. Л. Маркович; опубл. 10.02.2011.

255. Пат. RU 0002612737. Вертикальный нефтегазовый сепаратор / С. П. Лесухин, Д. Ю. Скоробогатов, С. Е. Ушаков и др. ; опубл. 13.03.2017.

256. Budanov V. I., Rybakov L. A., Gladkij A. V. Method of the removal of sulphur dioxide from waste gases. *Khimicheskaja Promyshlennost*. 1976. Vol. 52. P. 678–681.

257. Brogren C., Karlsson H. T. Modeling the absorption of SO₂ in spray scrubber using the penetration theory. *Chem. Eng. Sci.* 1997. Vol. 52. P. 3085–3099.

258. Hehlmann J., Mokrosz W. Research into desulphurisation efficiency in a wet method employing a concurrent column packed with the cellular packing. *Chem. Eng. Appar.* 1993. Vol. 2. P. 15–20.

259. Szklarczyk M. Biological treatment of waste gases. Wroclaw : Wroclaw University of Technology, 1991.

260. Kuzniar J. J., Czubak A., Szczesniak S. Removal of sulphur dioxide from waste gases. *Proceedings of the XVI Polish Conference of Chemical and Process Engineering*. 1998. P. 289–292.

261. Warych J. Gas Purification, processes and apparatus. Warszawa : Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, 1998.

262. Bandyopadhyay A., Biswas M. N. CO₂ capture in a spray column using a critical flow atomizer. *Sep. Purif. Technol.* 2012. Vol. 94. P. 104–114.

263. Qing Z., Yincheng G., Zhenqi N. Experimental studies on removal capacity of carbon dioxide by a packed reactor and a spray column using aqueous ammonia. *Energy Procedia*. 2011. Vol. 4. P. 519–524.

264. Kuntz J., Aroonwilas A. Mass-transfer efficiency of a spray column for CO₂ capture by MEA. *Energy Procedia*. 2009. Vol. 1. P. 205–209.

265. Meyer M., Hendou M., Prevost M. Simultaneous heat and mass transfer model for spray tower design: Application on VOC's removal. *Comput. Chem. Eng.* 1995. Vol. 19. P. 277–282.

266. Alonso Fernandez D., Goncalves J. A. S., Azzopardi B. J., Coury J. R. Drop size measurements in Venturi scrubbers. *Chem. Eng. Sci.* 2001. Vol. 56. P. 4901–4911.

267. Koziol K., Ziolkowski W. Two-phase pressure drop in modified co-current spray scrubber. *Chem. Process Eng.* 1989. Vol. 10. P. 345–357.

268. Grausz T. W. *Chemia dla rolników poradnik BHP*. Warszawa : Państwowa Inspekcja Pracy, 2015.

269. Li J., Huang Q., Liu B. A pest control model with birth pulse and residual and delay effects of pesticides. *Advances in Difference Equations*. 2019. Vol. 117.

270. Rozporządzenie Ministra Rolnictwa i Rozwoju Wsi z dnia 18 kwietnia 2013 r. w sprawie wymagań integrowanej ochrony roślin (Dz.U. z 2013 r. poz. 505).

271. Mun R. The effects of polymer concentration and molecular weight on the breakup of laminar capillary jets. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 1998. Vol. 74. P. 285–297.

272. Harrison G. M., Mun R., Cooper G., Boger D. V. A note on the effect of polymer rigidity and concentration on spray atomization. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 1999. Vol. 85. P. 93–104.

273. Szewczyk A., Łuczycka D., Owskiak Z., Cieniawska B. Wpływ wielkości kropel na pokrycie opryskiwanych obiektów. *Postępy w Ochronie Roślin*. 2013. Vol. 53 (4), pp. 822–828.

274. Christensen L. S., Steely S. L. *Monodisperse atomizers for agricultural aviation applications*. Tullahoma : FWG Associates Inc., 1980.

275. Simion D. Calculation of the effective mass transfer area in turbulent contact absorber. *Chemia*. 2016. Vol. 61 (3). P. 227–238.

276. Kolev N., Nakov S., Ljutzkanov L. et al. Effective area of a highly efficient random packing. *Chemical Engineering and Processing*. 2006. Vol. 45 (6). P. 429–436.

277. Yang K., Chu G., Zou H. et al. Determination of the effective interfacial area in rotating packed bed. *Chemical Engineering Journal*. 2011. Vol. 168 (3). P. 1377–1382.

278. Liu Y., Gu Y., Xu C. et al. Mass transfer characteristics in a rotating packed bed with split packing. *Chinese Journal of Chemical Engineering*. 2015. Vol. 23 (5). P. 868–872.

279. Luo Y., Luo J.-Z., Chu G.-W. et al. Investigation of effective interfacial area in a rotating packed bed with structured stainless steel wire mesh packing. *Chemical Engineering Science*. 2017. Vol. 170. P. 347–354.

280. Luo Y., Chu G.-W., Zou H.-K. et al. Gas-liquid effective interfacial area in a rotating packed bed. *Industrial and Engineering Chemistry Research*. 2012. Vol. 51 (50). P. 16320–16325.

281. Tsai C.-Y., Chen Y.-S. Effective interfacial area and liquid-side mass transfer coefficients in a rotating bed equipped with baffles. *Separation and Purification Technology*. 2015. Vol. 144. P. 139–145.

282. Lyu Y., Brusseau M., El Ouni A. et al. The gas-absorption/chemical-reaction method for measuring air-water interfacial area in natural porous media. *Water Resources Research*. 2017. Vol. 53 (11). P. 9519–9527.

283. Brusseau M. L., Narter M., Schnaar S. et al. Measurement and estimation of organic-liquid/water interfacial areas for several natural porous media. *Environmental Science and Technology*. 2009. Vol. 43 (10). P. 3619–3625.

284. Brusseau M. L., Peng S., Schnaar G. et al. Measuring air-water interfacial areas with X-ray microtomography and interfacial partitioning tracer tests. *Environmental Science and Technology*. 2007. Vol. 41 (6). P. 1956–1961.

285. Costanza-Robinson M. S., Harrold K. H., Lieb-Lappen R. M. X-ray microtomography determination of air-water interfacial area-water saturation relationships in sandy porous media. *Environmental Science and Technology*. 2008. Vol. 42 (8). P. 2949–2956.

286. McDonald K., Carroll K. C., Brusseau M. L. Comparison of fluid-fluid interfacial areas measured with X-ray microtomography and interfacial partitioning

tracer tests for the same samples. *Water Resources Research*. 2016. Vol. 52 (7). P. 5393–5399.

287. Shi S.-Y., Xu J.-Y. Flow field of continuous phase in a vane-type pipe oil-water separator. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2015. Vol. 60. P. 208–212.

288. Liu L., Zhao L., Yang X. et al. Innovative design and study of an oil-water coupling separation magnetic hydrocyclone. *Separation and Purification Technology*. 2018. Vol. 213. P. 389–400.

289. Petinrin M. O., Dare A. A. Numerical investigation of the concave-cut baffles effect in shell-and-tube heat exchanger. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. E1–E9.

290. Cao C., Cheng J. A novel $\text{Cu}(\text{OH})_2$ coated filter paper with superhydrophobicity for the efficient separation of water-in-oil emulsions. *Materials Letters*. 2018. Vol. 217. P. 5–8.

291. Lu H., Yang Q., Xu X. et al. Effect of the mixed oleophilic fibrous coalescer geometry and the operating conditions on oily wastewater separation. *Chemical Engineering and Technology*. 2016. Vol. 39 (2). P. 255–262.

292. Li F., Wang Z., Huang S. et al. Flexible, durable, and unconditioned superoleophobic/superhydrophilic surfaces for controllable transport and oil-water separation. *Advanced Functional Materials*. 2018. Vol. 28 (20). 1706867.

293. Sriram S., Kumar A. Separation of oil-water via porous PMMA/SiO₂ nanoparticles superhydrophobic surface. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*. 2018. Vol. 563. P. 271–279.

294. Liang Y., Kim S., Kallem P., Choi H. Capillary effect in Janus electrospun nanofiber membrane for oil/water emulsion separation. *Chemosphere*. 2019. Vol. 221. P. 479–485.

295. Esfahani M. R., Aktij S. A., Dabaghian Z. et al. Nanocomposite membranes for water separation and purification: Fabrication, modification, and applications. *Separation and Purification Technology*. 2018. Vol. 213. P. 465–499.

296. Afarani H. T., Sadeghi M., Moheb A., Esfahani E. N. Optimization of the gas separation performance of polyurethane-zeolite 3A and ZSM-5 mixed matrix

membranes using response surface methodology. *Chinese Journal of Chemical Engineering*. 2018. Vol. 27 (1). P. 110–129.

297. Chakrabarty B., Ghoshal A. K., Purkait M. K. Ultrafiltration of stable oil-in-water emulsion by polysulfone membrane. *Journal of Membrane Science*. 2008. Vol. 325 (1). P. 427–437.

298. Wen J., Sun Q., Sun Z., Gu H. An improved image processing technique for determination of volume and surface area of rising bubble. *International Journal of Multiphase Flow*. 2018. Vol. 104. P. 294–306.

299. Lu J., Corvalan C. M., Chew Y. M. J., Huang J.-Y. Coalescence of small bubbles with surfactants. *Chemical Engineering Science*. 2018. Vol. 196. P. 493–500.

300. Chen Y., Lian Y. Numerical investigation of coalescence-induced self-propelled behavior of droplets on non-wetting surfaces. *Physics of Fluids*. 2018. Vol. 30. 112102.

301. Miyazaki T., Akisawa A., Nikai I. The cooling performance of a building integrated evaporative cooling system driven by solar energy. *Energy and Buildings*. 2011. Vol. 43. P. 2211–2218.

302. Боев Ю. А., Сафьянц С. М., Качковский А. Д. Численное исследование динамики капиллярного подъема жидкости. Иваново : Научный мир, 2012. С. 53–61.

303. Левченко Д. О., Павленко І. В., Шулумей А. В. Уточнена математична модель гідродинаміки капілярного підйому рідини. *Сучасні технології у промисловому виробництві: матеріали V Всеукраїнської науково-технічної конференції*. Суми, 2018. С. 298.

304. Mahmood M. H., Sultan M., Miyazaki T. et al. Overview of the Maisotsenko cycle – A way towards dew point evaporative cooling. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2016. Vol. 66. P. 537–555.

305. Pandelidis D., Anisimov S. Numerical analysis of the heat and mass transfer processes in selected M-cycle heat exchangers for the dew point evaporative cooling. *Energy Conversion and Management*. 2015. Vol. 90. P. 62–83.

306. Duan Z., Zhao X., Zhan C. et al. Energy saving potential of a counter-flow regenerative evaporative cooler for various climates of China: Experiment-based evaluation. *Energy and Buildings*. 2017. Vol. 148. P. 199–210.

307. Xu P., Ma X., Zhao X., Fancey K. S. Experimental investigation on performance of fabrics for indirect evaporative cooling applications. *Building and Environment*. 2016. Vol. 110. P. 104–114.

308. Elbakian A., Sentyakov B., Bozek P. et al. Automated separation of basalt fiber and other earth resources by the means of acoustic vibrations. *Acta Montanistica Slovaca*. 2018. Vol. 23 (3). P. 271–281.

309. Hammes M. V., Heberle E. S., da Silva P. R. et al. Mathematical modeling of the capillary rise of liquids in partially soluble particle beds. *Powder Technology*. 2018. Vol. 325. P. 21–30.

310. Monteiro P. J. M., Rycroft C. H., Barenblatt G. I. A mathematical model of fluid and gas flow in nanoporous media. *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*. 2012. Vol. 109 (50). P. 20309–20313.

311. Choi, C.-H., Krishnan, S., TeGrotenhuis, W., Chang, C.-H. Capillary rise of nanostructured microwicks. *Micromachines*. 2018. Vol. 9 (4). 153.

312. Sokolov V., Krol O., Stepanova O. Choice of correcting link for electrohydraulic servo drive of technological equipment. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2020. P. 702–710.

313. Krol O., Sokolov V. Modelling of spindle nodes for machining centers. *Journal of Physics: Conference Series*. 2018. Vol. 1084. 012007.

314. Antoszewski B., Tarelnik V. Laser texturing of sliding surfaces of bearings and pump seals. *Applied Mechanics and Materials*. 2014. Vol. 630. P. 301–307.

315. Fusko M., Rakyta M., Dulina L. et al. Digitization in the technical service management system. *MM Science Journal*. 2018. Vol. 2018(March). P. 2260–2266.

316. Saniuk A., Saniuk S., Caganova D., Kuzdowicz P. Key performance indicators in assessment of enterprises of metallurgical sector. *24th International Conference on Metallurgy and Materials*. 2015. P. 2070–2075.

317. Hoseinzadeh S., Heyns P. S., Chamkha A. J., Shirkhani A. Thermal analysis of porous fins enclosure with the comparison of analytical and numerical methods. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*. 2019. P. 1–9.

318. Petinrin M. O., Towoju O. A., Ajiboye S. A., Zebulun O. E. Numerical study of the effect of changing tube pitches on heat and flow characteristics from tube bundles in cross flow. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (2). P. E1–E10.

319. Fesenko A., Yevsiukova F., Basova Y. et al. Prospects of using hydrodynamic cavitation for enhancement of efficiency of fluid working medium preparation technologies. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2018. Vol. 62 (4). P. 269–276.

320. Dobrotvorskiy S., Dobrovolska L., Aleksenko B., Basova Y. The use of waveguides with internal dissectors in the process of regeneration of industrial adsorbents by means of the energy of ultrahigh-frequency radiation. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2019. P. 433–442.

321. Ghasemiasl R., Hoseinzadeh S., Javadi M. A. Numerical analysis of energy storage systems using two phase-change materials with nanoparticles. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*. 2018. Vol. 32 (2). P. 440–448.

322. Povstyanoy O., Zabolotnyi O., Rud V. et al. Modeling of processes for creation new porous permeable materials with adjustable properties. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. DSMIE 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2020. P. 456–465.

323. Zhao L., Zhang Z., Tang Z., Feng S. Migration characteristics of mineral nitrogen with surface runoff in dry farmland soil. *Acta Scientiae Circumstantiae*. 2010. Vol. 30 (10). P. 1977–1984.

324. Dube A., Zbytniewski R., Kowalkowski T. et al. Adsorption and migration of heavy metals in soil. *Polish Journal of Environmental Studies*. 2001. Vol. 10 (1). P. 1–10.

325. Shandyba A. B. Geotechnical and environmental assessment of contaminated sites under migration of polluting components. *Geotechnical and Environmental Aspects of Waste Disposal Sites – Proceedings of Green4 International Symposium on Geotechnics Related to the Environment*. 2007. Vol. 173–177.

326. Nagursky O., Gumnitsky Ya. M. Theoretical model of compounds release from capsulated particles and its experimental check. *Chemistry and Chemical Technology*. 2012. Vol. 6 (1). P. 101–103.

327. Gumnitskii Ya. M., Lyuta O. V. Molecular-diffusion mass transfer of substance in soil medium. *Theoretical Foundations of Chemical Engineering*. 2014. Vol. 48 (4). P. 414–419.

328. Hyvlud A., Sabadash V., Gumnitsky J., Ripak N. Statics and kinetics of albumin adsorption by natural zeolite. *Chemistry and Chemical Technology*. 2019. Vol. 13 (1). P. 95–100.

329. Marinov I., Marinov A. M. A coupled mathematical model to predict the influence of nitrogen fertilization on crop, soil and groundwater quality. *Water Resources Management*. 2015. Vol. 28 (15). P. 5231–5246.

330. Filipovic V., Kodesova R., Petosic D. Experimental and mathematical modeling of water regime and nitrate dynamics on zero tension plate lysimeters in soil influenced by high groundwater table. *Nutrient Cycling in Agroecosystems*. 2013. Vol. 95 (1). P. 23–42.

331. Bien L. B., Angulo-Jaramillo R., Predelus D. et al. Preferential flow and mass transport modeling in a heterogeneous unsaturated soil. *Advances in Unsaturated Soils – Proceedings of the 1st Pan-American Conference on Unsaturated Soils*. 2013. P. 211–216.

332. Dobrotvorskiy S., Aleksenko B., Dobrovolska L., Basova Y. Effect of the application of microwave energy on the regeneration of the adsorbent. *Acta Polytechnica*. 2018. Vol. 58(4). P. 217–225.

333. Pylypaka S. F., Klendii M. B., Klendii O. M. Particle motion on the surface of a concave soil-tilling disk. *Acta Polytechnica*. 2018. Vol. 58 (3). P. 201–208.

334. Bahrami A., Hosseinzadeh S., Ghasemiasl R., Radmanesh M. Solution of non-Fourier temperature field in a hollow sphere under harmonic boundary condition. *Applied Mechanics and Materials*. 2015. Vol. 772. P. 197–203.

335. Irfan S. A., Razali R., Zilati K. et al. A review of mathematical modeling and simulation of controlled-release fertilizers. *Journal of Controlled Release*. 2018. Vol. 271 (10). P. 45–54.

336. Du C., Zhou J., Shaviv A., Wang H. Mathematical model for potassium release from polymer-coated fertilizer. *Biosystems Engineering*. 2004. Vol. 88 (3). P. 395–400.

337. Basu S. K., Kumar N. Mathematical model and computer simulation for release of nutrients from coated fertilizer granules. *Mathematics and Computers in Simulation*. 2008. Vol. 79 (3). P. 634–646.

338. Shaviv A., Raban S., Zaidel E. Modeling controlled nutrient release from polymer coated fertilizers: diffusion release from single granules. *Environmental Science and Technology*. 2003. Vol. 37 (10). P. 2251–2256.

339. Shaviv A., Raban S., Zaidel E. Modeling controlled nutrient release from a population of polymer coated fertilizers: statistically based model for diffusion release. *Environmental Science and Technology*. 2003. Vol. 37 (10). P. 2257–2261.

340. Jarchow M. E., Liebman M. Nitrogen fertilization increases diversity and productivity of prairie communities used for bioenergy. *GCB Bioenergy*. 2012. Vol. 5 (3). P. 281–289.

341. Pat. 6039781 A USA. Precoated controlled release fertilizers and processes for their preparation / H. M. Goertz, R. J. Timmons, W. R. Johnson ; 2008.

342. Gupta S. K., Singhvi I. J., Shirsat M. K. et al. Microencapsulation techniques and its application in pharmaceutical. *Asian J. Pharm. Sci. Clin. Res.* 2011. Vol. 1 (3). P. 67–77.

343. Pat. 20080111269 USA. Granules, tablets and granulation / G. Politi, E. Heilakka ; 2008.

344. Pat. 7674313 B2, USA. Controlled release fertilizer and system and method / S. Jordon, J. Jordan ; 2010.

345. Pat. RU 2396237. Encapsulated Particle / D. Mente ; 2010.

346. Izquierdo-Barrientos M. A., Sobrino C., Almendros-Ibanez J. A. Thermal energy storage in a fluidized bed of PCM. *Chem. Eng. J.* 2013. Vol. 230. P. 573–583.

347. Niedziela D., Schmidt S., Steiner K., Zausch J., Zemerli C. Continuum numerical simulation of multiphase granular suspension flow in the context of applications for the mechanical processing industry. *Int. J. Miner. Process.* 2015. Vol. 136. P. 50–55.

348. Yukhymenko M., Ostroha R., Litvinenko A., Bocko J. Estimation of gas flow dustiness in the main pipelines of booster compressor stations. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering.* 2017. Vol. 233. 012026.

349. Li Z., Kind M., Gruenewald G. Modeling fluid dynamics and growth kinetics in fluidized bed spray granulation. *Journal of Computational Multiphase Flows.* 2010. Vol. 2 (4). P. 235–248.

350. Shvab A. V., Evseev N. S. Modeling the process of particle fractionation in a pneumatic centrifugal apparatus. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics.* 2016. Vol. 89 (4). P. 829–839.

351. Shademan M., Nouri M A Lagrangian–Lagrangian model for two-phase bubbly flow around circular cylinder. *Journal of Computational Multiphase Flows.* 2014. Vol. 6 (2). P. 151–167.

352. Shvab A. V., Zatikov P. N., Sadretdinov S. R., Chepel A. G. Simulation of the fractional separation of particles in an air centrifugal classifier. *Theoretical Foundations of Chemical Engineering.* 2010. Vol. 44 (6). P. 859–868.

353. Pavlenko I. V., Simonovskiy V. I., Demianenko M. M. Dynamic analysis of centrifugal machine rotors supported on ball bearings by combined using 3D and beam finite element models. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering.* 2017. Vol. 233. 012053.

354. Shishkin S. F., Dzyuzer V. Ya., Shishkin A. S. Pneumatic classification of sands for glass industry. *Steklo i Keramika*. 2001. Vol. 11. P. 5–8.
355. Ochowiak M., Wlodarczak S., Pavlenko I. et al. Study on interfacial surface in modified spray tower. *Processes*. 2019. Vol. 7 (8). 532.
356. Kirsanov V. A., Kirsanov M. V. Hydrodynamic characteristics of classification process in pneumatic classifier with continuous shelves. *Chemical and Petroleum Engineering*. 2018. Vol. 54 (1–2). P. 71–74.
357. Phenow E. A., Mezenov A. A., Gigoolo Y. Y. Experimental study of parameters of grain milling product separation in pneumatic screw classifier. *Biosciences Biotechnology Research Asia*. 2016. Vol. 13 (2). P. 669–680.
358. Kshetri S., Steward B. L., Birrell S. J. Dielectric spectroscopic sensing of fine liquid droplets in an airstream. *International Journal of Fluid Power*. 2018. Vol. 19 (1). P. 42–48.
359. Wang J., Dong L., Jing S., Jin Y. Development of a new centrifugal pneumatic classifier for powder materials. *Chemical Engineering*. 2001. Vol. 29 (2). P. 43–45.
360. Hoseinzadeh S., Moafi A., Shirkhani A., Chamkha A. J. Numerical validation heat transfer of rectangular cross-section porous fins. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*. 2019. Vol. 33 (3). P. 698–704.
361. Morimoto H., Shakouchi T. Classification of ultra fine powder by a new pneumatic type classifier. *Powder Technology*. 2003. Vol. 131 (1). P. 71–79.
362. Shvab A. V., Evseev N. S. Studying the separation of particles in a turbulent vortex flow. *Theoretical Foundations of Chemical Engineering*. 2015. Vol. 49 (2). P. 191–199.
363. Ma R., Chang J., Shi C., Zhang X. Theoretical and experimental study on pneumatic classification of fine-metal-powder. *Advanced Materials Research*. 2012. Vol. 554–556. P. 546–550.
364. Sokolov V., Krol O. Determination of transfer functions for electrohydraulic servo drive of technological equipment. *Advances in Design*,

Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering, Springer, Cham. 2019. P. 364–373.

365. Tarelnik V., Belous A., Antoszewski B., Zukov A. Problems and criteria of quality improvement in end face mechanical seal rings through technological methods. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering.* 2017. Vol. 233. 012037.

366. Saniuk S., Saniuk A., Caganova D. Cyber industry networks as an environment of the industry 4.0 implementation. *Wireless Networks.* 2019. Vol. 2019. P. 1–7.

367. Ebrahimi M., Crapper M., Ooi J. Y. Numerical and experimental study of horizontal pneumatic transportation of spherical and low-aspect-ratio cylindrical particles. *Powder Technology.* 2015. Vol. 293. P. 48–59.

368. Wu S., Liu J., Yu Y. Prediction of cut size for pneumatic classification based on a back propagation (BP) neural network. *ZKG International.* 2016. Vol. 6 (11). P. 64–71.

369. Kirsanov V. A., Kirsanov P. V. Effect of structural parameters of cascade elements on effectiveness of pneumatic classification. *Chemical and Petroleum Engineering.* 2014. Vol. 49 (11–12). P. 707–711.

370. Kretschmar G., Mutze T., van der Meer F. Influence of feed moisture on the efficiency of dynamic air classifiers. *28th International Mineral Processing Congress (IMPC 2016).* 2016. 135047.

371. Zyatikov P., Roslyak A. Peculiarities of solid particles separation in an unsteady turbulent flow of a pneumatic centrifugal classifier. *EPJ Web of Conferences.* 2014. Vol. 76. 01013.

372. Xiao B., Wang W., Zhang X. et al. A novel fractal model for relative permeability of gas diffusion layer in proton exchange membrane fuel cell with capillary pressure effect. *Fractals.* 2019. Vol. 27. 1950012.

373. Liang M., Liu Y., Xiao B. et al. An analytical model for the transverse permeability of gas diffusion layer with electrical double layer effects in proton

exchange membrane fuel cells. *Int. J. Hydrogen Energy*. 2018. Vol. 43. P. 17880–17888.

374. Xiao B., Wang W., Zhang X. et al. A novel fractal solution for permeability and Kozeny–Carman constant of fibrous porous media made up of solid particles and porous fibers. *Powder Technol.* 2019. Vol. 349. P. 92–98.

375. Liang M., Fu C., Xiao B. et al. A fractal study for the effective electrolyte diffusion through charged porous media. *Int. J. Heat Mass Trans.* 2019. Vol. 137. P. 365–371.

376. Falconer A. Gravity separation: Old Technique/New Methods. *Phys. Sep. Sci. Eng.* 2003. Vol. 12. P. 31–48.

377. Janacova D., Vasek V., Mokrejs P. et al. Optimization of protein mixture filtration. *Adv. Intell. Syst. Comput.* 2019. Vol. 837. P. 93–103.

378. He Y., Duan C., Wang H. et al. Separation of metal laden waste using pulsating air dry material separator. *Int. J. Environ. Sci. Technol.* 2011. Vol. 8. P. 73–82.

379. Banjac V., Pezo, L., Pezo, M. et al. Optimization of the classification process in the zigzag air classifier for obtaining a high protein sunflower. *Adv. Powder Technol.* 2017. Vol. 28. P. 1069–1078.

380. Mann H., Roloff C., Hagemeyer T. et al. Model-based experimental data evaluation of separation efficiency of multistage coarse particle classification in a zigzag apparatus. *Powder Technol.* 2017. Vol. 313. P. 145–160.

381. Shapiro M., Galperin V. Air classification of solid particles: A review. *Chem. Eng. Process.* 2005. Vol. 44. P. 279–285.

382. Liu Z., Xie Y., Wang Y. et al. Tandem fluidized bed elutriator – Pneumatic classification of coal particles in a fluidized conveyer. *Particuology*. 2012. Vol. 10. P. 600–606.

383. Yang G., Zheng D., Zhou J. et al. Air classification of moist raw coal in a vibrated fluidized bed. *Miner. Eng.* 2002. Vol. 15. P. 623–625.

384. Liu R., Liu J., Yu Y. Effects of axial inclined guide vanes on a turbo air classifier. *Powder Technol.* 2015. Vol. 280. P. 1–9.

385. Yu Y., Liu J., Li G. Empirical study of classification process for two-stage turbo air classifier in series. *Chin. J. Mech. Eng.* 2013. Vol. 26. P. 526–531.

386. Ren W., Liu J., Yu Y. Design of a rotor cage with non-radial arc blades for turbo air classifiers. *Powder Technol.* 2016. Vol. 292. P. 46–53.

387. Pavlenko I., Trojanowska J., Ivanov V., Liaposhchenko O. Scientific and methodological approach for the identification of mathematical models of mechanical systems by using artificial neural networks. *Innovation, Engineering and Entrepreneurship. HELIX 2018. Lecture Notes in Electrical Engineering, Springer, Cham.* 2019. Vol. 505. P. 299–306.

388. Cahyadi A., Neumayer A. H., Hrenya C. M. et al. Comparative study of Transport Disengaging Height (TDH) correlations in gas-solid fluidization. *Powder Technol.* 2015. Vol. 275. P. 220–238.

389. Altun O., Benzer H. Selection and mathematical modelling of high efficiency air classifiers. *Powder Technol.* 2014. Vol. 264. P. 1–8.

390. Makarenko E. S. Improvement pneumoclassifier with inclined mobile grid. *Koks i Khimiya.* 1992. Vol. 1. P. 31–32.

391. Kasimov A. M., Makarenko E. S., Shuvalov E. A. Modification of pneumoclassifier with inclined air distributive grid for strong materials. *Ogneupory.* 1992. Vol. 3. P. 33.

392. Varukha D. A., Smirnov V. A., Edl M. et al. Simulation of separation and air classification processes of aerodisperse systems in the shelf device. *Journal of Engineering Sciences.* 2018. Vol. 5 (1). P. F5–F9.

393. Varaksin A. Yu., Polezhaev Yu. V., Polyakov, A. F. Effect of particle concentration on fluctuating velocity of the disperse phase for turbulent pipe flow. *International Journal of Heat and Fluid Flow.* 2000. Vol. 21 (5). P. 562–567.

394. Lukyanov A., Andreev V., Pozdyshev, V. Influence of disperse phase concentration on character of Brownian motion of particles. *Journal of Colloid and Interface Science.* 1990. Vol. 137 (1). P. 111–119.

395. Yang R. Y., Yu A.B., Choi S. K. et al. Agglomeration of fine particles subjected to centripetal compaction. *Powder Technology*. 2007. Vol. 184 (1). P. 122–129.
396. Shi C.-H., Zhang J., Zhao Y., Liang, J. Acoustic agglomeration process of fine particles in a resonance structure. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 2017. Vol. 78. 012001.
397. Sumimoto S., Yoshimoto K., Uddin A., Kato Y. Comparison of agglomeration behavior of fine particles in liquid among various mixing operations. *ISIJ International*. 2017. Vol. 58 (1). P. 1–9.
398. Guo Y., Zhang J., Zhao Y. et al. Chemical agglomeration of fine particles in coal combustion flue gas: Experimental evaluation. *Fuel*. 2017. Vol. 203. P. 557–569.
399. Smirnov V. A., Yukhimenko N. P. Multi-product pneumatic classification of granular materials. *Proceedings SWorld*. 2013. Vol. 11 (2). P. 102.
400. Yoshida H., Fukui K., Yoshida K., Shinoda E. Particle separation by Iinoya's type gas cyclone. *Powder Technology*. 2001. Vol. 118. P. 16–23.
401. Peukert W., Wadenpohl C. Industrial separation of fine particles with difficult dust properties. *Powder Technology*. 2001. Vol. 118 (1–2). P. 136–148.
402. Tsuji H., Makino H., Yoshida H. Classification and collection of fine particles by means of backward sampling. *Powder Technology*. 2001. Vol. 118 (1–2). P. 45–52.
403. Suzuki M., Sato H., Hasegawa M., Hirota H. Effect of size distribution on tapping properties of fine powder. *Powder Technology*. 2001. Vol. 118 (1–2). P. 53–57.
404. Sibanda V., Greenwood R. W., Seville J. P. K. Particle separation from gases using cross-flow filtration. *Powder Technology*. 2001. Vol. 118 (1–2). P. 193–202.
405. Ужов В. Н., Мягков В. И. Очистка промышленных газов фильтрами. Москва : Химия, 1970. 319 с.

406. Pich I. Theory of aerosol filtration by fibrous and membrane filters. London : Aerosol Science, 1967.

407. Симоновский В. И. Устойчивость и нелинейные колебания роторов центробежных машин. Харків : Вища школа, 1986. 128 с.

408. Симоновський В. І., Хворост В. А. Оцінювання параметрів динамічних моделей роторів. Суми : Сумський державний університет, 2002. 144 с.

409. Симоновський В. І. Уточнення математичних моделей коливальних систем за експериментальними даними : монографія. Суми : Сумський державний університет, 2010. 91 с.

410. Бондаренко Г. А., Симоновский В. И., Пшик В. Р. Экспериментальное определение гидродинамических сил в лабиринтных уплотнениях. *Машиноведение*. 1981. № 5. С. 39–41.

411. Барнев С. В, Симоновский В. И., Доценко В. А. и др. Оценивание жёсткости сегментных подшипников турбокомпрессоров по собственным частотам и формам колебанийю *Химическое и нефтяное машиностроение*. 1990. № 8. С. 21–22.

412. Fuks K., Kawa A., Wiczerzycki W. Improved e-sourcing strategy with multi-agent swarms. *Computational Intelligence for Modelling Control and Automation*. 2008. P. 488–493.

413. Kunz G., Machado J., Perondi E. Using timed automata for modeling, simulating and verifying networked systems controller's specifications. *Neural Computing and Applications*. 2017. Vol. 28 (5). P. 1031–1041.

414. Santos A. S., Varela M. L. R., Putnik G. D., Madureira A. M. Alternative approaches analysis for scheduling in an extended manufacturing environment. *Nature and Biologically Inspired Computing*. 2014. P. 97–102.

415. Sika R., Rogalewicz M. Methodologies of knowledge discovery from data and Data Mining methods in mechanical engineering. *Management and Production Engineering Review*. 2016. Vol. 7 (4). P. 97–108.

416. Dostatni E., Diakun J., Grajewski D. et al. Multi-agent system to support decision-making process in ecodesign. *Advances in Intelligent Systems and Computing*. 2015. Vol 368. P. 463–474.

417. Rojas R. *Neural Networks*. Heidelberg : Springer, 1996.

418. Ratnayake C. R. M., Antosz K. Development of a risk matrix and extending the risk-based maintenance analysis with fuzzy logic. *Procedia Engineering*. 2017. Vol. 182. P. 602–610.

419. Zhao L., Li W. et al. Artificial neural networks based on fractal growth. *Advances in Automation and Robotics*. 2011. Vol. 2. P. 323–330.

420. Ferraz A., Brito J., Carvalho V., Machado J. Blood type classification using computer vision and machine learning. *Neural Computing and Applications*. 2017. Vol. 28. P. 2029–2040.

421. Putnik G. D., Ferreira L., Shah V. et al. Effective service dynamic packages for ubiquitous manufacturing system. *Virtual and Networked Organizations. Emergent Technologies and Tools, Springer*. 2011. P. 207–219.

422. Varela M. L. R., Ribeiro R. A. Distributed manufacturing scheduling based on a dynamic multi-criteria decision model. *Recent Developments and New Directions in Soft Computing. Studies in Fuzziness and Soft Computing, Springer*. 2014. Vol. 317. P. 81–93.

423. Kapania R. K., Liu Y. Applications of artificial neural networks in structural engineering with emphasis on continuum models. Blacksburg : Virginia Polytechnic Institute and State University, 1998.

424. Lazarevska M., Knezevic M., Cvetkovska M., Trombeva-Gavrilovska A. Application of artificial neural networks in civil engineering. *Tehnicki Vjesnik*. 2014. Vol. 21 (6). P. 1353–1359.

425. Li F., Zhang K. A Genetic Algorithm-based quasi-linear regression method and application. *Proceedings of the 2nd International Symposium on Computer, Communication, Control and Automation*. 2013. P. 438-441.

426. Li F.-C., Yang K. Research of the regression method based on quasi-linear function. 2010 International Conference on Web Information Systems and Mining. 2010. Vol. 2. 11794542.

427. Li F., Jin C., Shi Y., Yang K. Study on quasi-linear regression methods. *International Journal of Innovative Computing, Information and Control*. 2012. Vol. 8 (9). P. 6259–6270.

428. Tholerus S., Hellsten T., Johnson T. Comparisons of the nonlinear and the quasilinear model for the bump-on-tail instability with phase decorrelation. *Journal of Physics: Conference Series*. 2014. Vol. 561. 012019.

429. Pelikan M. Probabilistic model building Genetic Algorithm (PMBGA): A survey. *Proceedings of the 13th Annual Conference Companion on Genetic and Evolutionary Computation*. 2011. P. 913–940.

430. Pavlenko I., Simonovskiy V., Ivanov V. et al. Application of Artificial Neural Network for identification of bearing stiffness characteristics in rotor dynamics analysis. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE-2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2019. P. 325–335.

431. Xu Y., Tang B., Song X. et al. Simulation analysis on the separation characteristics and motion behavior of particles in a hydrocyclone. *Korean Journal of Chemical Engineering*. 2018. Vol. 35 (12). P. 2355–2364.

432. Razmi H., Goharrizi A. S., Mohebbi A. CFD simulation of an industrial hydrocyclone based on multiphase particle in cell (MPPIC) method. *Separation and Purification Technology*. 2019. Vol. 209. P. 851–862.

433. Vehmaanpera P., Safonov D., Kinnarinen T., Hakkinen A. Improvement of the filtration characteristics of calcite slurry by hydrocyclone classification. *Materials Engineering*. 2018. Vol. 128. P. 133–140.

434. Im I.-T., Gwak G. D., Kim S. M., Park Y. K. A numerical study of the flow characteristics and separation efficiency of a hydrocyclone. *KSCE Journal of Civil Engineering*. 2018. Vol. 22 (11). P. 4272–4281.

435. Vega-Garcia D., Brito-Parada P. R., Cilliers J. J. Optimising small hydrocyclone design using 3D printing and CFD simulations. *Chemical Engineering Journal*. 2018. Vol. 350. P. 653–659.

436. Huang L., Deng S., Guan J. et al. Separation performance of a novel liquid-liquid dynamic hydrocyclone. *Industrial and Engineering Chemistry Research*. 2018. Vol. 57. P. 7613–7623.

437. Kyriakidis Y. N., Silva D. O., Barrozo M. A. S., Vieira L. G. M. Effect of variables related to the separation performance of a hydrocyclone with unprecedented geometric relationships. *Powder Technol.* 2018. Vol. 338. P. 645–653.

438. Li Y., Liu C., Zhang T. et al. Experimental and numerical study of a hydrocyclone with the modification of geometrical structure. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*. 2018. Vol. 96. P. 2638–2649.

439. Pecarevic M., Mikus J., Prusina I. et al. New role of hydrocyclone in ballast water treatment. *Journal of Cleaner Production*. 2018. Vol. 188. P. 339–346.

440. Crowley S. V., Molitor M. S., Kalscheuer R. et al. Size classification of precipitated calcium phosphate using hydrocyclone technology for the recovery of minerals from deproteinised acid whey. *International Journal of Dairy Technology*. 2018. Vol. 72 (1). P. 142–151.

441. Chang Y.-L., Wang H.-L., Jin J.-H. et al. Flow distribution and pressure drop in UZ-type mini-hydrocyclone group arranged in compact parallel manifolds. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2019. Vol. 100. P. 114–123.

442. Lv W.-J., Chen J.-Q., Chang Y.-L. et al. UU-type parallel mini-hydrocyclone group separation of fine particles from methanol-to-olefin industrial wastewater. *Chemical Engineering Processing: Process Intensification*. 2018. Vol. 131. P. 34–42.

443. Xu Y., Tang B., Song X., Yu J. A high-efficiency hydrocyclone designed by response surface methodology for acid hydrolysis residue recycling. *Royal Society Open Science*. 2019. Vol. 6. 172339.

444. Matvienko O. V., Andropova A. O. Separation of nonspherical particles in a hydrocyclone. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 2018. Vol. 91 (3). P. 712–730.

445. Yue T., Chen J., Song J. et al. Experimental and numerical study of upper swirling liquid film (USLF) among gas-liquid cylindrical cyclones (GLCC). *Chemical Engineering Journal*. 2019. Vol. 358. P. 806–820.

446. Liaposhchenko O., Khukhryanskiy O., Moiseev V. et al. Intensification of foam layered apparatus by foam stabilization. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (2). P. F13–F18.

447. Song J. H., Jeong B. E., Kim H. J., Gil S. S. Three-phases separator sizing using drop size dis-tribution. Houston : Offshore Technology Conference Publishing, 2010.

448. Abdulkadir M., Perez V. H. The effect of mixture velocity and droplet diameter on oil-water separator using computational fluid dynamics (CFD). *World Academy of Science Engineering and Technology*. 2010. Vol. 61. P. 35–43.

449. Grimesa B. A., Doraob C. A. et al. Population balance model for batch gravity separation of crude oil and water emulsions. Part II: Comparison to experimental crude oil separation data. *Journal of Dispersion Science and Technology*. 2012. Vol. 33. P. 591–598.

450. Kharoua N., Khezzar L., Saadawi H. CFD modelling of a horizontal three-phase separator: A population balance approach. *American Journal of Fluid Dynamics*. 2013. Vol. 3 (4). P. 101–118.

451. Kramer J., Ravnik J., Jecl R., Skerget L. Simulation of 3D flow in porous media by boundary element method. *Engineering Analysis with Boundary Elements*. 2011. Vol. 35. P. 1256–1264.

452. Solnar S., Dostal M., Petera K., Jirout T. Application of the temperature oscillation method in heat transfer measurements at the wall of an agitated vessel. *Acta Polytechnica*. 2018. Vol. 58 (2). P. 144–154.

453. Pavlenko I. Static and dynamic analysis of the closing rotor balancing device of the multistage centrifugal pump. *Applied Mechanics and Materials*. 2014. Vol. 630. P. 248–254.

454. Stepanov M., Ivanova L., Litovchenko P. et al. Model of thermal state of the system of application of coolant in grinding machine. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. 2019. Vol. F2. P. 156–165.

455. Tarel'nik V. B., Konoplyanchenko E. V., Kosenko P. V., Martsinkovskii V. S. Problems and solutions in renovation of the rotors of screw compressors by combined technologies. *Chemical and Petroleum Engineering*. 2017. Vol. 53 (7–8). P. 540–546.

456. Riha J., Kralavcova J. Generation of transport paths in fractured porous media. *Acta Polytechnica*. 2017. Vol. 57 (5). P. 348–354.

457. Cioata V. G., Kiss I., Alexa V., Ratiu S. A. Mechanical and thermal analysis of the internal combustion engine piston using Ansys. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2016. Vol. 163. 012043.

458. Maksimov E. A., Vasil'ev V. I. et al. New technical solutions for the purification of oil-containing wastewater. *Chemical and Petroleum Engineering*. 2017. Vol. 53. P. 336–339.

459. Gusak A., Demchenko O., Kaplun I. Application of small-sized low speed axial stages in well pumps for water supply. *Procedia Engineering*. 2012. Vol. 39. P. 35–42.

460. Vacurack K. Filtration in oil and gas: A focus on droplet removal from natural gas streams. *International Filtration News*. 2015. Vol. 4 (34).

461. Yayla S., Sabah S. I., Olcay A. B. Numerical investigation of coalescing plate system to understand the separation of water and oil in water treatment plant of petroleum industry. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*. 2017. Vol. 11 (1). P. 184–192.

462. Kudryashova O., Antonnikova A., Korovina N., Akhmadeev I. Mechanisms of aerosol sedimentation by acoustic field. *Archives of Acoustics*. 2015. Vol. 40 (4). P. 485–489.

463. Liu G., Wang L., Luo W. L. et al. Parameter identification of fractional order system using enhanced response sensitivity approach. *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*. 2019. Vol. 67. P. 492–505.

464. Huang S.-S., Sun Z.-Q., Zhou T., Zhou J.-M. Application of time–frequency entropy from wake oscillation to gas–liquid flow pattern identification. *Journal of Central South University*. 2018. Vol. 25 (7). P. 1690–1700.

465. Sareen A., Zhao J., Sheridan J. et al. The effect of imposed rotary oscillation on the flow-induced vibration of a sphere. *Journal of Fluid Mechanics*. 2018. Vol. 855. P. 703–735.

466. Pacheco D. R. Q., Marques F. D., Ferreira A. J. M. Panel flutter suppression with nonlinear energy sinks: Numerical modeling and analysis. *International Journal of Non-Linear Mechanics*. 2018. Vol. 106. P. 108–114.

467. Sai K. G. T., Kumar A, Srinivasa P. S. Analysis of fluid-structure interaction on an aircraft wing. *International Journal of Engineering and Innovative Technology*. 2014. Vol. 3 (9). P. 146–152.

468. Szabo G., Gyorgyi J. Fluid-structure interaction analysis with the ANSYS software in bridge aeroelasticity. *5th European and African Conference on Wind Engineering*. 2009. P. 245–248.

469. Ankilov A. V., Vel'misov P. A. Stability of solutions to an aerohydroelasticity problem. *Journal of Mathematical Sciences*. 2016. Vol. 219 (1). P. 14–26.

470. Shabliy L., Cherniaev A. Optimization of gas turbine compressor blade parameters for gas-dynamic efficiency under strength constraints. *4th International Conference on Simulation and Modeling Methodologies, Technologies and Applications*. 2014. P. 523–528.

471. Yao W.-G., Xu M. Aeroelasticity numerical analysis via Volterra series approach. *Journal of Astronautics*. 2008. Vol. 29 (6). P. 1711–1716.

472. Chimakurthi S. K., Reuss S., Tooley M., Scampoli S. ANSYS Workbench System Coupling: A state-of-the-art computational framework for analyzing multiphysics problems. *Engineering with Computers*. 2018. Vol. 34 (2). P. 385–411.

473. Jiang Z., Xu L., Xiang D. et al. Influence of different gas phase-inlet flow rate on flow field characteristics of G-list. *Chemical Reaction Engineering and Technology*. 2017. Vol. 33 (3). P. 227–235.

474. Todorov M. D. Determination of the aerodynamic characteristics of a light aircraft using ANSYS workbench and FLUENT software. *Romanian Review Precision Mechanics, Optics and Mechatronics*. 2015. Vol. 2015 (48). P. 117–122.

475. Дем'яненко М. М., Старинський О. Є., Павленко І. В., Ляпощенко О. О. Розроблення методики проведення експериментальних досліджень впливу механічних коливань на газорідинний. *Сучасні технології у промисловому виробництві : матеріали VI Всеукраїнської науково-технічної конференції*. Суми : Сумський державний університет, 2019. С. 143–144.

476. Liu A.-L., Zhang Y.-H., Ma L. et al. Effect of inlet particle arrangement on separating property of a cyclone separator. *Korean Journal of Chemical Engineering*. 2018. Vol. 35 (6). P. 1380–1387.

477. Williams Y. O., Roas-Escalona N., Rodriguez-Lopez G. et al. Modeling droplet coalescence kinetics in microfluidic devices using population balances. *Chemical Engineering Science*. 2019. Vol. 201. P. 475–483.

478. Fenercioglu I., Cetiner O. Effect of unequal flapping frequencies on flow structures *Aerospace Science and Technology*. 2014. Vol. 35. P. 39–53.

479. Wang S., Li K., Ke Z., Chen C.-L. Time-resolved PIV measurement and thermal-hydraulic performance evaluation of thin film self-agitators in a rectangular channel flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2019. Vol. 137. P. 922–939.

480. Yan L., Zhu L. D., He X. H., Flay R. G. J. Experimental determination of aerodynamic admittance functions of a bridge deck considering oscillation effect. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*. 2019. Vol. 190. P. 83–97.

481. Klock R. J., Cesnik C. E. S. Local aeroelastic instability of high-speed cylindrical vehicles. *AIAA Journal*. 2019. Vol. 57 (6). P. 2553–2561.

482. Kalmbach A., Breuer M. Experimental PIV/V3V measurements of vortex-induced fluid-structure interaction in turbulent flow – A new benchmark FSI-PfS-2a. *Journal of Fluids and Structures*. 2013. Vol. 42. P. 369–387.

483. Abdullatif M., Mukherjee R. Divergence and flutter instabilities of a cantilever beam subjected to a terminal dynamic moment. *Journal of Sound and Vibration*. 2019. Vol. 455. P. 402–412.

484. Eshmatov B. K., Eshmatov Kh., Khodzhaev D. A. Nonlinear flutter of viscoelastic rectangular plates and cylindrical panels of a composite with a concentrated masses. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*. 2013. Vol. 54 (4). P. 578–587.

485. He M., Zhang Y., Ma L. et al. Study on flow field characteristics in a reverse rotation cyclone with PIV. *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*. 2018. Vol. 126. P. 100–107.

486. Xiaokang Y., Chen Z., Wang L. Computational fluid dynamics (CFD) numerical simulation and particle image velocimetry (PIV) measurement of a packed flotation column. *Physicochemical Problems of Mineral Processing*. 2018. Vol. 54 (2). P. 395–405.

487. Salim H., Sultan Kh. F., Jawad R. Comparison between PID and artificial neural networks to control of boiler for steam power plant. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. E10–E15.

488. Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O., Demianenko M. M. et al. Static calculation of the dynamic deflection elements for separation devices. *Journal of Engineering Sciences*. 2017. Vol. 4 (2). P. B19–B24.

489. Li Y., Shi X., Zhang Z., Peng Y. Enhanced coagulation by high-frequency ultrasound in *Microcystis aeruginosa*-laden water: Strategies and mechanisms. *Ultrasonics Sonochemistry*. 2019. Vol. 55. P. 232–242.

490. Cameron N. Arduino applied. Comprehensive projects for everyday electronics. Cham : Springer Nature Switzerland AG, 2019.

491. Jeong D., Yoo C. A 4-MHz bandwidth continuous-time sigma-delta modulator with stochastic quantizer and digital accumulator. *IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs*. 2019. Vol. 66 (7). P. 1124–1128.

492. Barroca L., Hall J., Hall P. Software architectures. Cham : Springer Nature Switzerland AG, 2000.

493. Knight I. Connecting Arduino to the Web. Cham : Springer Nature Switzerland AG, 2018.

494. Литвиненко А. В. Класифікація та пневмозбагачення сипких сумішей у гравітаційному пневмокласифікаторі : дис. ... канд. техн. наук : 05.17.08. Суми, 2017. 169 с.

495. Pavlenko I., Yukhymenko M., Lytvynenko A., Bocko J. Solving the nonstationary problem of the disperse phase concentration during the pneumoclassification process of mechanical mixtures. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. F1–F5.

496. Litvinenko A., Yukhimenko, M. Pneumatic classification of the granular materials in the “rhombic” apparatus. *J. Manuf. Ind. Eng.* 2014. Vol. 13. P. 1–3.

497. Lytvynenko A., Yukhymenko M., Pavlenko I. et al. Ensuring the reliability of pneumatic classification process for granular material in a rhomb-shaped apparatus. *Applied Sciences-Basel (Switzerland)*. 2019. Vol. 9 (8). 1604.

498. Скиданенко М. С., Склабінський В. І. Розповсюдження коливань тиску у зоні формування крапель у віброгрануляторі. Перспективні інновації в науці, освіті, виробництві та транспорті : *Міжнародна науково-практична Інтернет-конференція*. Одеса, 2013. С. 28–36.

499. Crowe C. T. Multiphase flow handbook. New York : Taylor and Francis Group, 2006.

500. Cholin B. G. Centrifugal granulators and quality of ammonium nitrate granules. *Chemical Industry*. 1971. Vol. 2. P. 53–56.

501. Cholin B. G. Vibratory granulator for obtaining the granulated ammonium nitrate and carbamide. *Chemical Industry*. 1970. Vol. 3. P. 40–41.

502. Talukdar D., Li C.-G., Tsubokura M. Numerical investigation of laminar compressible natural convection flow in asymmetrically and isothermally heated open-ended inclined channel. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2019. Vol. 130. P. 83–97.

503. Ijaz N., Zeeshan A., Bhatti M.M., Ellahi R. Analytical study on liquid-solid particles interaction in the presence of heat and mass transfer through a wavy channel. *Journal of Molecular Liquids*. 2018. Vol. 250. P. 80–87.

504. Aliev A. V., Mishchenkova O. V., Lipanov A. M. Mathematical modeling and numerical methods in chemical physics and mechanics. Palm Bay : Apple Academic Press, 2016.

505. Wong K. W. L., Zhao J., Lo J. D. et al. Experimental investigation of flow-induced vibration of a sinusoidally rotating circular cylinder. *Journal of Fluid Mechanics*. 2018. Vol. 848. P. 430–466.

506. Feng J. A deformable liquid drop falling through a quiescent gas at terminal velocity. *Journal of Fluid Mechanics*. 2010. Vol. 658. P. 438–462.

507. Yadav M. P., Agarwal R. Numerical investigation of fractional-fractal Boussinesq equation. *Chaos*. 2019. Vol. 29. 013109.

508. Kambe T. New scenario of turbulence theory and wall-bounded turbulence: theoretical significance. *Geophysical and Astrophysical Fluid Dynamics*. 2017. Vol. 111 (6). P. 448–507.

509. John V. The Oseen equations. Finite Element Methods for incompressible flow problems. *Springer Series in Computational Mathematics*. 2016. Vol. 51. P. 243–300.

510. Parmar M., Haselbacher A., Balachandar S. Generalized Basset–Boussinesq–Oseen equation for unsteady forces on a sphere in a compressible flow. *Physical Review Letters*. 2011. Vol. 106. 084501.

511. Chouippe A., Uhlmann M. On the influence of forced homogeneous-isotropic turbulence on the settling and clustering of finite-size particles. *Acta Mechanica*. 2019. Vol. 230 (2). P. 387–412.

512. Petersen A. J., Baker L., Coletti F. Experimental study of inertial particles clustering and settling in homogeneous turbulence. *Journal of Fluid Mechanics*. 2019. Vol. 864, P. 925–970.

513. Chun J., Koch D., Rani S. et al. Clustering of aerosol particles in isotropic turbulence. *Journal of Fluid Mechanics*. 2005. Vol. 536. P. 219–251.

514. Kelbaliev G. I., Ibragimov Z. I., Kasimova R. K. Deposition of aerosol particles in vertical channels from an isotropic turbulent flow. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 2010. Vol. 83 (5). P. 908–916.

515. Cencini M., Bec J., Biferale L. et al. Dynamics and statistics of heavy particles in turbulent flows. *Journal of Turbulence*. 2019. Vol. 7. 36.

516. Arakawa K. Dynamic sliding friction and similarity with Stokes' law. *Tribology International*. 2016. Vol. 94. P. 77–81.

517. Rosen T. The influence of inertia on the rotational dynamics of spheroidal particles suspended in shear flow. Stockholm : Royal Institute of Technology, 2014.

518. Daitche A. On the role of the history force for inertial particles in turbulence. *Journal of Fluid Mechanics*. 2015. Vol. 782. P. 567–593.

519. Armand A., Allahviranloo T., Gouyandeh Z. General solution of Basset equation with Caputo generalized Hukuhara derivative. *Journal of Applied Analysis and Computation*. 2016. Vol. 6 (1). P. 119–130.

520. Edwards J. T., Ford N. J., Simpson A. C. The numerical solution of linear multi-term fractional differential equations: systems of equations. *Journal of Computational and Applied Mathematics*. 2002. Vol. 148 (2). P. 401–418.

521. Gomez-Lopez A., Ferrer V. H., Rincon E. et al. Large-amplitude oscillatory shear flow simulation for a FENE fluid. *Rheologica Acta*. 2019. Vol. 58 (1). P. 241–260.

522. Cereska A., Tetsman I., Maskeliunas R. et al. Investigation of effect of acoustic field to coagulation of particles in air flow. *Journal of Vibroengineering*. 2016. Vol. 18 (3). P. 2004–2015.

523. Moloshnyi O. M., Szulc P., Sotnyk M. I. Influence of an inlet rotating axial device on the cavitation processes in a low specific speed centrifugal pump. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. E25–E32.

524. Reynolds A. M., Iacono G. L. On the simulation of particle trajectories in turbulent flows. *Physics of Fluids*. 2004. Vol. 16. 4353.

525. Shen C., Wang W., He S., Xu Y. Numerical and experimental comparative study on the flow-induced vibration of a plane gate. *Water*. 2018. Vol. 10 (11). 1551.

526. Kirsh V. A. Stokes flow past periodic rows of porous cylinders. *Theoretical Foundations of Chemical Engineering*. 2016. Vol. 40 (5). P. 465–471.

527. Kinjal P., Mehta M. N., Patel T. R. The power series solution of fingering phenomenon arising in fluid flow through homogeneous porous media. *Applications and Applied Mathematics*. 2011. Vol. 6 (2). P. 497–509.

528. Schinzinger R., Laura P. Conformal mapping. Methods and applications. New York : Dover Publications, 2003.

529. Haszpra O. Modelling hydroelastic vibrations. Budapest : Kiado Academy, 1979.

530. Mikusinski J. Operational calculus. Warsaw : Polish Scientific Publishers, 2011.

531. Dyke P. An introduction to Laplace transform and Fourier series. New York : Springer Science and Business Media, 2014.

532. Lighthill M. J. An introduction to Fourier analysis and generalized functions. Cambridge : Cambridge University Press, 1958.

533. Hodges D. H., Plerce G. A. Introduction to structural dynamics and aeroelasticity. Cambridge : Cambridge University Press, 2002.

534. Boyev Y., Safyants S., Kachkovsky A. Numerical study of the dynamics of the capillary rising of liquid. *Metallurgy and Energy*. 2011. Vol. 2011. P. 1–13.

535. Kalinichenko P., Gusak O., Khovansky S., Krutas Y. Substantiation and development of the procedure for calculating a hydraulic balancing device under condition of minimal energy losses. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2017. Vol. 2 (7–86). P. 36–41.

536. Liu S., Li S., Liu J. Jurin's law revisited: Exact meniscus shape and column height. *The European Physical Journal E*. 2018. Vol. 41 (3). 46.

537. Egger H., Pietschmann J., Schlottbom M. Identification of nonlinear heat conduction laws. *Journal of Inverse and Ill-posed Problems*. 2014. Vol. 23 (5). P. 429–437.

538. Kaplan M., Nicholls D. P. A nonlinear least squares framework for periodic grating identification with a high-order perturbation of surfaces implementation. *Applied Numerical Mathematics*. 2019. Vol. 143. P. 20–34.

539. Jukic D. A simple proof of the existence of the best estimator in a quasilinear regression model. *Journal of Optimization Theory and Applications*. 2014. Vol. 162 (1). P. 293–302.

540. Song X., Zheng G.-H., Jiang L. Identification of the reaction coefficient in time fractional diffusion equations. *Journal of Computational and Applied Mathematics*. 2019. Vol. 345. P. 295–309.

541. Леонтьев Н. Е. Основы теории фильтрации. Москва : Центр прикладных исследований, 2009. 88 с.

542. Аксенов С. К. К теории распада жидкой струи на капли. *Журнал технической физики*. 1999. Т. 69, Вып. 11. С. 132–133.

543. Чесноков Ю. Г. Нелинейное развитие капиллярных волн в струе вязкой жидкости. *Журнал технической физики*. 2000. Т. 70, Вып. 8. С. 31–38.

544. Аметистов Е. В., Дмитриев А. С. Новая отрасль науки и практики – монодисперсные технологии. *Вестник РАН*. 2001. Т. 71, № 9.

545. Нагорный В. С. Управляемая капля. *Соросовский образовательный журнал*. 2004. Т. 8, № 1. С. 115–121.

546. Бабенко В. С., Кремена А. П. Гидроимпульсная струя: теория и характеристики гидроимпульсного потока. *Восточно-европейский журнал передовых технологий*. 2013. № 5/7 (65). С. 48–54.

547. Ольшанский В. П. О технической теории пологой гидравлической струи. *КХ городов : Научно-технический сборник*. № 55. С. 239–244.

548. Склабинский В. И., Скиданенко М. С., Кононенко Н. П. Исследование процесса истечения струи жидкости из отверстия перфорированной оболочки приллера. *Вісник НТУ «ХПИ»*. 2014. № 26 (1069). С. 186–193.

549. Склабинский В. И., Скиданенко М. С., Демченко А. Н. Исследование влияния конструктивных особенностей излучателя механических колебаний на процесс образования и дробления струй жидкости в вибрационном грануляторе минеральных удобрений. *Хімічна промисловість України*. 2015. № 5 (130). С. 31–34.

550. Склабінський В. І., Скиданенко М. С. Аналіз гідродинаміки стаціонарного витікання струменя. *Вісник Сумського державного університету. Серія «Технічні науки»*. 2013. № 1. С. 79–85.

551. Markovic K., Franulovic M. Contact stresses in gear teeth due to tip relief profile modification. *Engineering Review*. 2011. Vol. 31 (1). P. 19–26.

552. Potghan D., Sharma S. Stress reduction by introducing stress relieving features of spur gear used in lathe headstock. *International Journal of Engineering Sciences and Research Technology*. 2015. Vol. 8. P. 182–189.

553. Farhan M., Karuppanan S., Patil S. S. Frictional contact stress analysis of spur gear by using finite element method. *Applied Mechanics and Materials*. 2015. Vol. 772. P. 159–163.

554. Jani S.S., Shah J.B. Design, modelling and analysis of helical gear pair using ANSYS and AGMA standards for calculating a bending and contact stress on gear profiles. *International Journal of Advance Research and Innovative Ideas in Education*. Vol. 3 (2). P. 3813–3821.

555. Jadhav P. P., Bhaskar S. V. Design and analysis of helical gear made of stainless steel and nylon under different loading conditions. *International Journal of Engineering Research and Technology*. 2016. Vol. 5 (10).

556. Lad V., Singh L. P. Design modelling and analysis of helical gear using CATIA, ANSYS and AGMA. *International Journal of Mechanical Engineering and Technology*. 2016. Vol. 7 (4). P. 221–226.

557. Thu M. P., Min N. L. Stress analysis on spur gears using ANSYS Workbench 16.0. *International Journal of Science and Engineering Applications*. 2018. Vol. 7 (8). P. 208–213.

558. Ghosh S., Ghosh R., Patel B. et al. Structural analysis of spur gear using ANSYS Workbench 14.5. *International Journal of Mechanical Engineering and Technology*. 2016. Vol. 7. P. 132–141.

559. Fan X. F., Zuo M. J. Fault diagnosis of machines based on D–S evidence theory. Part 2: Application of the improved D-S evidence theory in gearbox fault diagnosis. *Pattern Recognition Letters*. 2006. Vol. 27. P. 377–385.

560. Altaf S., Mehmood M.S., Imran M. Implementation of efficient artificial neural network data fusion classification technique for induction motor fault detection. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (2). P. E16–E21.

561. Tarel'nik V. B., Paustovskii A. V., Tkachenko Y. G. et al. Electrospark graphite alloying of steel surfaces: Technology, properties, and application. *Surface Engineering and Applied Electrochemistry*. 2018. Vol. 54 (2). P. 147–156.

562. Konoplianchenko I., Tarelnyk V., Antoszewski B. et al. Mathematical modeling a process of strengthening steel part working surfaces at carburizing thereof by electroerosive alloying method. *13th International Conference Electromachining 2018, EM 2018, AIP Conference Proceedings*. 2018. Vol. 2017. 020008.

563. Lishchenko N. V., Larshin V. P. Profile gear grinding temperature reduction and equalization. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (1). P. A1–A7.

564. Rogovyi A. Energy performances of the vortex chamber supercharger. *Energy*. 2018. Vol. 163. P. 52–60.

565. Pavlenko I., Trojanowska J., Gusak O. et al. Estimation of the reliability of automatic axial-balancing devices for multistage centrifugal pumps. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2019. Vol. 63(1). P. 52–56.

566. Pavlenko I., Simonovskiy V., Pitel' J., Demianenko M. Dynamic analysis of centrifugal machines rotors with combined using 3D and 2D finite element models : Monograph. Lüdenscheid : RAM-VERLAG, 2018.

567. Павленко И. В., Симоновский В. И., Питель Я. И др. Исследование критических частот ротора центробежного компрессора с учётом жёсткости опор и уплотнений. *Журнал инженерных наук*. 2017. Т. 4, № 1. С. С1–С6.

568. Goufo E. F. D., Mugisha S. On analysis of fractional Navier–Stokes equations via nonsingular solutions and approximation. *Mathematical Problems in Engineering*. 2014. Vol. 2015. 212760.

569. Han Y., Yang S.-Q., Sivakumar M., Qiu L.-C. Investigation of velocity distribution in open channel flows based on conditional average of turbulent structures. *Mathematical Problems in Engineering*. 2017. Vol. 2017. 1458591.

570. Facci A. L., Ubertini S. Numerical assessment of similitude parameters and dimensional analysis for water entry problems. *Mathematical Problems in Engineering*. 2015. Vol. 2015. 324961.

571. Chernyshenko S. I., Goulart P., Huang D., Papachristodoulou A. Polynomial sum of squares in fluid dynamics: A review with a look ahead. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 2014. Vol. 372. 20130350.

572. Raees A., Xu H. Explicit solutions of a gravity-induced film flow along a convectively heated vertical wall. *Scientific World Journal*. 2013. Vol. 2013. 475939.

573. Gokhale S. J., Plawsky J. L., Wayner P. C. Inferred pressure gradient and fluid flow in a condensing sessile droplet based on the measured thickness profile. *Physics of Fluids*. 2004. Vol. 16 (6). P. 1942–1955.

574. Lioumbas J. S., Paras S. V., Karabelas A. J. Co-current stratified gas–liquid downflow – Influence of the liquid flow field on interfacial structure. *International Journal of Multiphase Flow*. 2005. Vol. 31 (8). P. 869–896.

575. Caughey D. A., Hafez M. M. *Frontiers in Computational Fluid Dynamics*. Singapore : World Scientific Publishing, 2006.

576. Munira S., Heikalb M. R., Azizb A. R. A. et al. Dynamical analysis of turbulent liquid phase in two-phase pipe flow. *ScienceAsia*. 2014. Vol. 40S. P. 63–68.

577. Alfonsi G. Reynolds-averaged Navier–Stokes equations for turbulence modeling. *Applied Mechanics Reviews*. 2009. Vol. 62 (4). 040802.

578. Pylypaka S. F., Klendii M. B., Nesvidomin V. M., Trokhaniak V. I. Particle motion over the edge of an inclined plane that performs axial movement in a vertical limiting cylinder. *Acta Polytechnica*. 2019. Vol. 59 (1). P. 67–76.

579. Склабинский В. И., Ляпощенко А. А., Настенко О. В., Аль-Раммахи М. М. Моделирование и проектирование инерционно-фильтрующих газосепараторов-конденсаторов для компрессорных установок нефтегазовой промышленности. *Проблемы теории и практики центробежных машин : монография*. Сумы : ООО «ПД «Папирус», 2014. С. 111–120.

580. Марцинковский В. А. Вибрации роторов центробежных машин : в 2-х кн. Кн. 1: Гидродинамика дросселирующих каналов. Сумы : Сумский государственный университет, 2002. 337 с.

581. Garrick S. C., Buhlmann M. Fundamentals of gas-to-particle mass transfer. *Modeling of Gas-to-Particle Mass Transfer in Turbulent Flows. Springer Briefs in Applied Sciences and Technology. Springer, Cham*. 2018. P. 1–16.

582. Tarasevych Y., Sovenko N., Savchenko I. Influence of the stochastic nature parameters of throttle channels on characteristic of automatic balancing device of the centrifugal pump. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing. DSMIE 2018. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham*. 2019. P. 374–381.

583. Metzner A. B., Reed J. C. Flow of non-Newtonian fluids – Correlation of the laminar, transition, and turbulent-flow regions. *AIChE J*. 1955. Vol. 1. P. 434–440.

584. Mun P. R., Young B. W., Boger D. V. Atomisation of dilute polymer solutions in agricultural spray nozzles. *J. Non-Newton. Fluid Mech*. 1999. Vol. 83. P. 163–178.

585. Broniarz-Press L., Ochowiak M. Studies on interfacial surface gas–power-law liquid in two-stage spray absorber. *Chem. Eng. Appar*. 2003. Vol. 5. P. 29–31.

586. Ochowiak M. Analysis of the flow phenomena in modified spray absorbers : Ph.D. thesis. Poznan, 2002.

587. Ochowiak M., Broniarz-Press L. The flow resistance and aeration in modified spray tower. *Chem. Eng. Process.: Process Intensif*. 2011. Vol. 50. P. 345–350.

588. Pai M. G., Bermejo-Moreno I., Desjardins O., Pitsch H. Role of Weber number in primary breakup of turbulent liquid jets in crossflow. *Center for Turbulence Research Annual Research Briefs*. 2009. P. 145–158.

589. Hillen N. L., Menchini C., Morris G. et al. Droplet impact time histories for a range of Weber numbers and liquid film thicknesses for spray cooling application. *43rd AIAA Fluid Dynamics Conference*. 2013. P. 1–22.

590. Gelfand B. E. Droplet breakup phenomena in flows with velocity lag. *Progress in Energy and Combustion Science*. 1996. Vol. 22. P. 201–265.

591. Solsvik J., Maas S., Jakobsen H. A. Definition of the single drop breakup event. *Industrial and Engineering Chemistry Research*. 2016. Vol. 55 (10). P. 2872–2882.

592. Yadigaroglu G., Hewitt G. F. Introduction to multiphase flow: Basic concepts, applications and modelling. New York : Springer Science and Business Media, 2017.

593. Liang C., Feigl K. A., Tanner F. X. et al. Three-dimensional simulations of drop deformation and breakup in air flow and comparisons with experimental observations. *Atomization and Sprays*. 2018. Vol. 28 (7). P. 621–641.

594. Пажи Д. Г., Галустов В. С. Основы техники распыливания жидкостей. – Москва : Химия, 1984. – 256 с.

595. Panchenko A., Voloshina A., Kiurchev S. et al. Development of the universal model of mechatronic system with a hydraulic drive. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. Vol. 4, № 7 (94). P. 51–60.

596. Bilous O. A., Hovorun T. P., Berladir K. V. et al. Mathematical modeling of the mechanical characteristic of the activated PTFE-matrix using the method of planning the experiment. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (1). P. C1–C5.

597. Kafarov V. V., Dorokhov I. N. Systematic analysis of the chemical technologies processes: Fundamental strategies. Moscow : URAIT, 2018.

598. Rodrigo M. R., Worthy A. L. Solution of multilayer diffusion problems via the Laplace transform. *Journal of Mathematical Analysis and Applications*. 2016. Vol. 444 (1). P. 475–502.

599. Nagursky O., Gumnitsky Ya. M. Mass exchange of dispersed materials encapsulating in quasi-liquefaction state. *Chemistry and Chemical Technology*. 2015. Vol. 9 (3). P. 333–336.

600. Nagursky O., Gumnitsky J., Vaschuk V. Unsteady heat transfer during encapsulation of dispersed materials in quasi-liquefied state. *Chemistry and Chemical Technology*. 2015. Vol. 9 (4). P. 498–501.

601. Krupinska A., Ochowiak M., Wlodarczak S. et al. Adiuwanty w zabiegach agrotechnicznych. *III Ogólnopolskie Seminarium Chemii Bioorganicznej, Organicznej i Biomateriałów*. Poznan, 2019. P. 211–213.

602. Родін І. С., Іванов В. О. Ефективне розбирання та складання обладнання як основа модульного підходу в машинобудуванні. *Сучасні технології у промисловому виробництві : матеріали Всеукраїнської науково-технічної конференції*. Суми, 2018. С. 46.

603. Іванов В. О., Ляпощенко О. О., Павленко І. В. Класифікація опорних елементів модульних верстатних пристроїв. *Високі технології в машинобудуванні*. 2018. Вип. 1 (28). С. 79–90.

604. Пат. № 123854 У Україна, МПК В23В 39/00 (2018.01) / В. О. Іванов, І. М. Дегтярьов, І. О. Косов. № u201709579; заявл. 02.10.2017; надрук. 12.03.2018, бюл. № 5.

605. Пат. на корисну модель № 123855 У Україна, МПК В23В 39/00 (2018.01) / В. О. Іванов, І. М. Дегтярьов, М. О. Косов. – № u201709580; заявл. 02.10.2017; надрук. 12.03.2018, бюл. № 5, 2018.

606. Ляпощенко О. О., Іванов В. О., Павленко І. В., Дем'яненко М. М., Старинський О. Є., Ковтун В. В. Раціональне компонування фазних розділювачів з застосуванням модульних сепараційних пристроїв. *Наукові праці Одеської національної академії харчових технологій. Серія «Технічні науки»*. 2018. Т. 82, № 1. С. 128–133.

607. Ivanov V., Dehtiarov I., et al. Numerical simulation of the system “fixture – workpiece” for levers machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. Vol. 91 (1). P. 79–90.

608. Ляпощенко А. А., Яхненко С. М., Маренок В. М., Смирнов В. А. Компонентно-ориентированные интегрированные технологии автоматизированного проектирования в химическом машино- и аппаратостроении. *Автоматизированное проектирование в машиностроении*. 2014. № 2. С. 74–81.

609. Пат. 130464 Україна, МПК В01D 45/04 (2006.01). Пристрій для сепарації дисперсної рідини з газового потоку : патент України на корисну модель / О. О. Ляпощенко, І. В. Павленко, М. М. Дем'яненко, О. Є. Старинський, В. В. Ковтун ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201806182; заявл. 04.06.2018, опубл. 10.12.2018, Бюл. № 23.

610. Калашников А. Н. Особенности газодинамики и эффективность прямооточных каплеуловителей компрессорных станций : дисс. ... канд. техн. наук : 05.05.15. Сумы, 2003.

611. Владимиров А. И., Щелкунов В. А., Круглов С. А. Основные процессы и аппараты нефтегазопереработки. Москва : Недра-Бизнесцентр, 2002.

612. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Настенко О. В. та ін. Оптимізаційне проектування багатofункціонального сепараційного нафтогазового обладнання. *Комп'ютерне моделювання та оптимізація складних систем : матеріали І Всеукраїнської науково-технічної конференції*. 2015. Дніпро, 2015. С. 226–231.

613. Пат. U201806839 Україна, МПК В01D 45/00, В01D 45/04. Спосіб відділення газової фази з газорідного потоку / О. О. Ляпощенко, О. В. Литвиненко, О. Є. Старинський та ін. ; №130518 ; заявл. 18.06.2018 ; надрук. 10.12.2018, бюл. № 23.

614. Perry R. H., Green D. W. *Chemical Engineers' Handbook*. New York : McGraw-Hill, 2007.

615. Ляпощенко О. О. Гідродинаміка інерційно-фільтруючих сепараційних пристроїв очищення природного газу : дис. ... канд. техн. наук : 05.17.08. Суми, 2006. 152 с.

616. Василевский М. В., Зыков Е. Г. Расчет эффективности очистки газа в инерционных аппаратах. Томск : Издательство ТПУ, 2005. 86 с.

ДОДАТКИ
ДОДАТОК А

Список опублікованих праць за темою дисертації

Наукові праці, в яких опубліковані основні результати дисертації:

1. Pavlenko I., Simonovskiy V., Pitel' J., Demianenko M. Dynamic analysis of centrifugal machines rotors with combined using 3D and 2D finite element models : monograph. Lüdenscheid : RAM-VERLAG, 2018. 145 p. ISBN 978-3-942303-64-4.

Здобувач уточнив математичні моделі коливань гідромеханічних систем.

2. Павленко І. В., Симоновський В. І. Методи ідентифікації параметрів математичних моделей коливальних процесів : монографія. Суми : Сумський державний університет, 2020. 145 с. ISBN 978-966-657-800-9.

Здобувач створив новий метод оцінювання параметрів математичних моделей гідромеханічних процесів.

3. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Усик Р. Ю., Дем'яненко М. М. Моделювання процесів сепарації та розробка методики розрахунку трифазного сепаратора. *Наукові праці Одеської національної академії харчових технологій : науковий журнал. Серія «Технічні науки»*. 2015. Т. 1, № 47. С. 62–66.

Здобувач дослідив можливість застосування динамічних сепараційних пристроїв для розділення багатокomпонентних гетерогенних систем.

4. Дем'яненко М. Н., Ляпощенко А. А., Павленко І. В., Склабинский В. И. Решение уравнений Навье-Стокса и задачи гидроаэроупругости для процессов сепарации в криволинейных каналах. *Вісник ХНУ ім. В. Н. Каразіна. Серія «Математичне моделювання. Інформаційні технології. Автоматизовані системи управління»*. 2015. № 27. С. 53–64.

Здобувач знайшов окремий розв'язок рівняння гідродинаміки задачі гідроаероупругості у криволінійному каналі сепараційного пристрою.

5. Павленко І. В., Симоновський В. І., Питель Я., Вербової А. Е., Дем'яненко М. Н. Исследование критических частот ротора центробежного компрессора с учётом жёсткости опор и уплотнений. *Журнал інженерних наук*. 2017. Т. 4, № 1. С. С1–С6.

Здобувач створив методику визначення критичних частот коливань роторних систем з урахуванням жорсткісних характеристик опор.

6. Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O., Demianenko M. M., Starynskyi O. Ye. Static calculation of the dynamic deflection elements for separation devices. *Journal of Engineering Sciences*. 2017. Vol. 4 (2). P. B19–B24.

Здобувач запропонував загальну постановку задачі для створення математичної моделі статичного розрахунку відбійних елементів.

7. Ляпощенко О. О., Іванов В. О., Павленко І. В., Дем'яненко М. М., Старинський О. Є., Ковтун В. В. Оптимізаційне компонування фазних розділювачів з застосуванням модульних сепараційних пристроїв. *Наукові праці Одеської національної академії харчових технологій. Серія «Технічні науки»*. 2018. Т. 82, № 1. С. 128–133.

Здобувач створив теоретичні основи моделювання гідродинаміки потоку в сепараторі та провів узагальнення результатів чисельного дослідження.

8. Varukha D. A., Smirnov V. A., Edl M., Demianenko M. M., Yukhymenko M. P., Pavlenko I. V., Liaposhchenko O. O. Modelling of separation and air classification processes of aerodisperse systems in the shelf device. *Journal of Engineering Sciences*. 2018. Vol. 5 (1). P. F5–F9.

Здобувач удосконалив методику проведення чисельного моделювання процесу розділення механічної суміші у гравітаційному пневмокласифікаторі.

9. Pavlenko I. V., Yukhymenko M. P., Lytvynenko A. V., Bocko J. Solving the nonstationary problem of the disperse phase concentration during the pneumoclassification process of mechanical mixtures. *Journal of Engineering Sciences*. 2019. Vol. 6 (1). P. F1–F5.

Здобувач створив математичну модель розподілу концентрації дисперсної фази по висоті робочого об'єму пневмокласифікатора.

10. Liaposhchenko O. O., Sklabinskyi V. I., Zavialov V. L., Pavlenko I. V., Nastenko O. V., Demianenko M. M. Appliance of inertial gas-dynamic separation of gas-dispersion flows in the curvilinear convergent-divergent channels for compressor equipment reliability improvement. *Materials Science and Engineering*. 2017. Vol. 233 (1). 012025.

Здобувач розробив математичну модель процесу вібраційної сепарації.

11. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Nastenko O. The model of crossed movement and gas-liquid flow interaction with captured liquid film in the inertial-filtering separation channels. *Separation and Purification Technology*. 2017. Vol. 173. P. 240–243.

Здобувач створив уточнену математичну модель стікання плівки рідини, вловленої з газорідного потоку, у процесі інерційно-фільтруючої сепарації.

12. Pavlenko I., Liaposhchenko A., Ochowiak M., Demyanenko M. Solving the stationary hydroaeroelasticity problem for dynamic deflection elements of separation devices. *Vibrations in Physical Systems*. 2018. Vol. 29. 2018026.

Здобувач обґрунтував можливість розширення області застосування сепараційних пристроїв за рахунок гідроаеропружних ефектів.

13. Pavlenko I., Liaposhchenko O., Sklabinskyi V., Ivanov V., Gusak O. Hydrodynamic features of gas-liquid flow movement in a separation device plane channel with an oscillating wall. *Problemele Energeticii Regionale*. 2018. Vol. 3 (38). P. 62–70.

Здобувач створив науково-теоретичні основи дослідження гідромеханіки газодисперсного потоку в каналі з вібруючою стінкою.

14. Ochowiak M., Wlodarczak S., Pavlenko I., Janecki D., Krupinska A., Markowska M. Study on interfacial surface in modified spray tower. *Processes*. 2019. Vol. 7 (8). 532.

Здобувач розробив методіку визначення площі поверхні тепломасообміну у абсорбційній вежі за даними експериментальних досліджень.

15. Lytvynenko A., Yukhymenko M., Pavlenko I., Pitel J., Mizakova J., Lytvynenko O., Ostroha R., Bocko J. Ensuring the reliability of pneumatic classification process for granular material in a rhomb-shaped apparatus. *Applied Sciences-Basel (Switzerland)*. 2019. Vol. 9 (8). 1604.

Здобувач розробив методику оцінювання параметрів нестационарного процесу розподілу концентрації частинок дисперсної фази.

16. Pavlenko I., Trojanowska J., Ivanov V., Liaposhchenko O. Parameter identification of hydro-mechanical processes using artificial intelligence systems. *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*. 2019. Vol. 2019 (5). P. 19–26.

Здобувач розробив загальний науковий підхід до оцінювання параметрів гідроаеропружної взаємодії елементів сепараційного пристрою.

17. Khovanskyi S., Pavlenko I., Pitel J., Mizakova J., Ochowiak M., Grechka I. Solving the coupled aerodynamic and thermal problem for modeling the air distribution devices with perforated plates. *Energies*. 2019. Vol. 12 (18). 3488.

Здобувача створив методику оцінювання гідравлічних втрат і середньої швидкості потоку через перфоровану оболонку.

18. Pavlenko I., Liaposhchenko O., Pitel J., Sklabinskyi V. Parameter identification of the Basset force acting on particles in fluid flow induced by the oscillating wall. *Journal of Applied Mathematics and Computational Mechanics*. 2019. Vol. 18 (2). P. 53–63.

Здобувач оцінив силу Бассе, яка діє на частинки дисперсної фази.

19. Pavlenko I., Trojanowska J., Gusak O., Ivanov V., Pitel J., Pavlenko V. Estimation of the reliability of automatic axial-balancing devices for multistage centrifugal pumps. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2019. Vol. 63 (1). P. 52–56.

Здобувач запропонував методику оцінювання вібраційного стану ротора.

20. Sklabinskyi V., Liaposhchenko O., Pavlenko I., Lytvynenko O., Demianenko M. Modelling of liquid's distribution and migration in the fibrous filter layer in the process of inertial-filtering separation. *Advances in Design, Simulation and*

Manufacturing. Springer, Lecture Notes in Mechanical Engineering. 2019. P. 489–497.

Здобувач розв'язав задачу міграції рідини у фільтруючому шарі.

21. Pavlenko I., Trojanowska J., Ivanov V., Liaposhchenko O. Scientific and methodological approach for the identification of mathematical models of mechanical systems by using artificial neural networks. *Springer, Lecture Notes in Electrical Engineering.* 2019. Vol. 505. P. 299–306.

Здобувач розробив методику оцінювання параметрів гідроаеропружної взаємодії елементів сепараційного пристрою.

22. Pavlenko I., Ivanov V., Kuric I., Gusak O., Liaposhchenko O. Ensuring vibration reliability of turbopump units using artificial neural networks. *Advances in Manufacturing II, Vol. 1 – Solutions for Industry 4.0. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham.* 2019. P. 165–175.

Здобувач запропонував методику визначення вібраційного стану ротора.

23. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Demianenko M., Starynskyi O., Pitel J. The methodology of numerical simulations of separation process in SPR-separator. *CEUR Workshop Proceedings.* 2019. Vol. 2353. P. 822–832.

Здобувач створив методику чисельного моделювання процесу сепарації двофазної суміші у гідроциклонному сепараторі.

24. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Ivanov V., Demianenko M., Starynskyi O., Kuric I., Khukhryanskiy O. Improvement of parameters for the multi-functional oil-gas separator of “Heater-Treater” type. *2019 IEEE 6th International Conference on Industrial Engineering and Applications.* 2019. P. 66–71.

Здобувач створив методику чисельного моделювання процесу розділення компонентів сумішей вуглеводнів у нафтогазовому сепараторі.

25. Liaposhchenko O., Pavlenko I., Monkova K., Demianenko M., Starynskyi O. Numerical simulation of aeroelastic interaction between gas-liquid flow and deformable elements in modular separation devices. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II. Springer, Lecture Notes in Mechanical Engineering.* 2020. P. 765–774.

Здобувач запропонував загальний підхід до створення методики моделювання гідроаеропружної взаємодії сепараційних елементів з потоком.

26. Vakal V., Pavlenko I., Vakal S., Hurets L., Ochowiak M. Mathematical modeling of nutrient release from capsulated fertilizers. *Periodica Polytechnica Chemical Engineering*. 2020. Vol. (Online). P. 1–7, DOI: DOI: 10.3311/PPch.14100.

Здобувач розв'язав нестационарне рівняння дифузії гранульованих азотовмісних добрив у процесі їх вимивання з ґрунту.

Наукові праці, які свідчать про апробацію матеріалів дисертації:

27. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Усик Р. Ю., Дем'яненко М. М. Моделювання процесів сепарації та розробка методики розрахунку трифазного сепаратора. *Інноваційні енерготехнології*: матеріали V Міжнародної науково-практичної конференції. Одеса, 2015. С. 241–245.

28. Liaroshchenko O. O., Pavlenko I. V., Demyanenko M. M., Starynskyi O. E. Improving the reliability and increasing efficiency of multi-functional energy efficient three-phase separators of Heater-Treater type. *Машины, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку та диверсифікації постачання нафти і газу*: матеріали Міжнародної науково-технічної конференції. Івано-Франківськ, 2016. С. 137–142.

29. Liaroshchenko O., Nastenko O., Pavlenko I., Demianenko M. Mechanical design of multi-operated oil and gas separator of heater-treater type. *Прикладні науково-технічні дослідження*: матеріали Міжнародної науково-практичної конференції. Івано-Франківськ, 2017. С. 98.

30. Pavlenko I., Nastenko O. Modelling of the associated heat transfer under the inertia-filtering separation by the condensation. *Praktyczne Aspekty Inżynierii Chemicznej (PAIC 2017)*. Poznan, 2017. P. 127–129.

31. Ляпощенко О. О., Склабінський В. І., Зав'ялов В. Л., Павленко І. В., Настенко О. В., Дем'яненко М. М. Застосування інерційної газодинамічної сепарації газодисперсних потоків в криволінійних каналах для підвищення надійності компресорного обладнання. *Герметичність, вібронадійність і*

екологічна безпека насосного і компресорного обладнання «ГЕРВІКОН+НАСОСИ-2017»: збірник доповідей XV Міжнародної науково-технічної конференції. Суми, 2017. С. 159–170.

32. Vashyst B. V., Pavlenko I. V. Phenomena of non-stationary oscillations in elements of centrifugal machines. *Прикладні науково-технічні дослідження*: праці II Міжнародної науково-практичної конференції. Івано-Франківськ, 2018. С. 62.

33. Liaposhchenko O. O., Pavlenko I. V., Demianenko M. M., Starynskyi O. Ye. Hydrodynamics simulation and forecasting the efficiency of separation equipment oil stabilization unit of Gnidyntsy gas processing plant. *Machines, Equipment and Materials for Oil and Gas Production Increase*: Proceedings of the 2nd International Scientific and Technical Conference. Ivano-Frankivsk, 2018. P. 340–342.

34. Ostroha R., Yukhymenko M., Lytvynenko A., Bocko J., Pavlenko I. Granulation process of the organic suspension: fluidized bed temperature influence on the kinetics of the granule formation. *International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2018)*: Book of Abstracts. Sumy, 2018. P. 114.

35. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Іванов В. О., Дем'яненко М. М., Старинський О. Є. Розробка конструкторсько-технологічної класифікації модульних сепараційних пристроїв. *Машинобудування очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво*: матеріали XVIII Міжнародної науково-практичної конференції. Краматорськ, 2018. С. 120–122.

36. Ляпощенко О. О., Павленко І. В., Дем'яненко М. М., Старинський О. Є., Ковтун В. В., Голохвост О. О. Застосування методів обчислювальної гідродинаміки до оптимізації конструкцій модульних сепараційних пристроїв багатофазних розділювачів. *Прикладні науково-технічні дослідження*: матеріали III Міжнародної науково-практичної конференції. Івано-Франківськ, 2019. С. 132.

37. Merzliakov I., Pavlenko I., Chekh O., Sharapov S., Ivanov V. Mathematical modeling of operating process and technological features for designing the vortex type liquid-vapor jet apparatus. *2nd International Conference on Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange (DSMIE-2019)*: Book of Abstracts. Lutsk, 2019. P. 121.

38. Michalak M., Ochowiak M., Pavlenko I., Włodarczak S., Krupińska A. Ręcherzykowo-wirowe rozpylanie cieczy z mieszaniem statycznym. *Praktyczne Aspekty Inżynierii Chemicznej (PAIC 2019)*. Poznan, 2019. P. 87–88.

39. Krupinska A., Ochowiak M., Włodarczak S., Markowska M., Szulc T., Pavlenko I. Adiuwanty w zabiegach agrotechnicznych. *III Ogólnopolskie Seminarium Chemii Bioorganicznej, Organicznej i Biomateriałów*. Poznan, 2019. P. 211–213.

40. Павленко І. В., Ляпощенко О. О., Склабінський В. І., Іванов В. О., Гусак О. Г. Моделювання основних і вторинних процесів сепарації гетерогенних систем. *Промислова гідравліка і пневматика*: матеріали XX Міжнародної науково-технічної конференції Міжнародної асоціації спеціалістів промислової гідравліки і пневматики. Київ, 2019. С. 16–19.

Наукові праці, які додатково відображають наукові результати дисертації:

41. Пат. 102445 Україна, МПК В01D 45/04 (2006.01). Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку / О. О. Ляпощенко, І. В. Павленко, О. В. Настенко, Р. Ю. Усик, М. М. Дем'яненко ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201505124 ; заявл. 25.05.2015, опубл. 26.10.2015, Бюл. № 20. – 3 с.

Здобувач запропонував новий спосіб сепарації газокраплинного потоку.

42. Пат. 111039 Україна, МПК В01D 45/00 (2006.01). Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку / О. О. Ляпощенко, О. В. Настенко, І. В. Павленко та ін. ; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201605061 ; заявл. 06.05.2016, опубл. 25.10.2016, Бюл. № 20. – 3 с.

Здобувач запропонував новий спосіб сепарації газодисперсного потоку.

43. Пат. 130464 Україна, МПК В01D 45/04 (2006.01). Пристрій для сепарації дисперсної рідини з газового потоку / О. О. Ляпощенко, І. В. Павленко, М. М. Дем'яненко, О. Є. Старинський, В. В. Ковтун; заявник і патентовласник Сумський державний університет. № u201806182 ; заявл. 04.06.2018, опубл. 10.12.2018, Бюл. № 23. – 2 с.

Здобувач запропонував пристрій сепарації газодисперсного потоку.

44. Комп'ютерна програма «Critical frequencies of the rotor» : а. с. № 59855, Україна / І. В. Павленко, В. І. Симоновський. Дата реєстрації 27.05.2015.

Здобувач розробив методику чисельного розрахунку критичної частоти.

45. Комп'ютерна програма «Forced oscillations of the rotor» : а. с. № 61788, Україна / І. В. Павленко, В. І. Симоновський. Дата реєстрації 23.09.2015.

Здобувач розробив методику чисельного розрахунку вимушених коливань.

ДОДАТОК Б

Конструкції існуючого сепаратійного обладнання

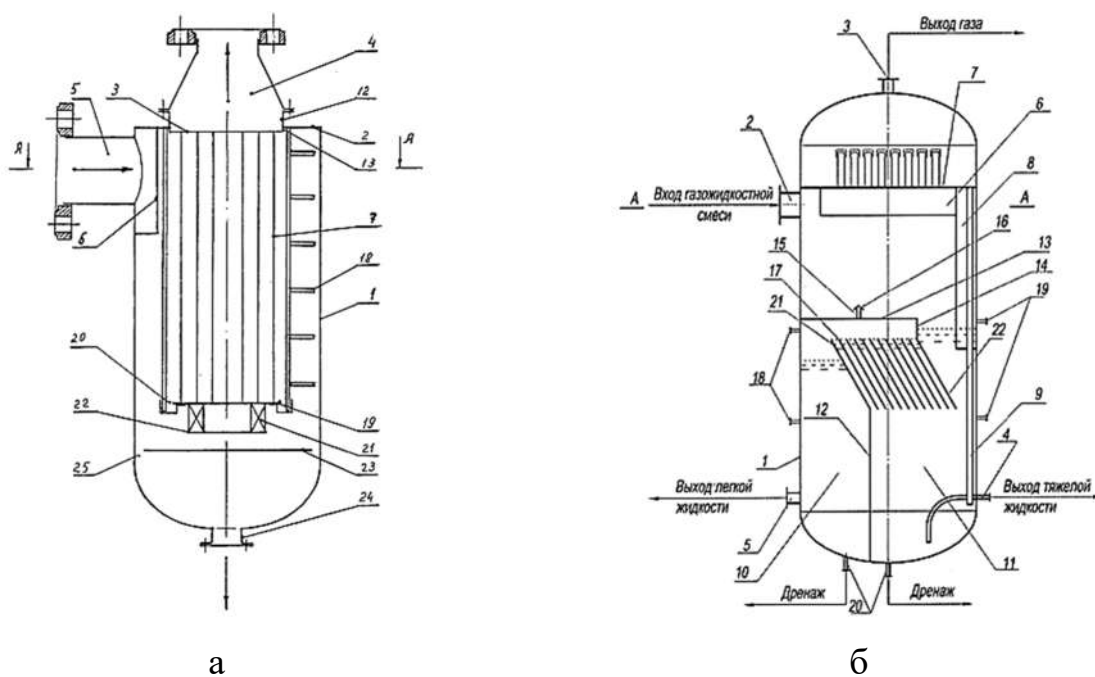


Рисунок Б.1 – Малогабаритний багатofазний сепаратор СЦВ-5 (а)
і фазний розділювач (б) [248, 249]

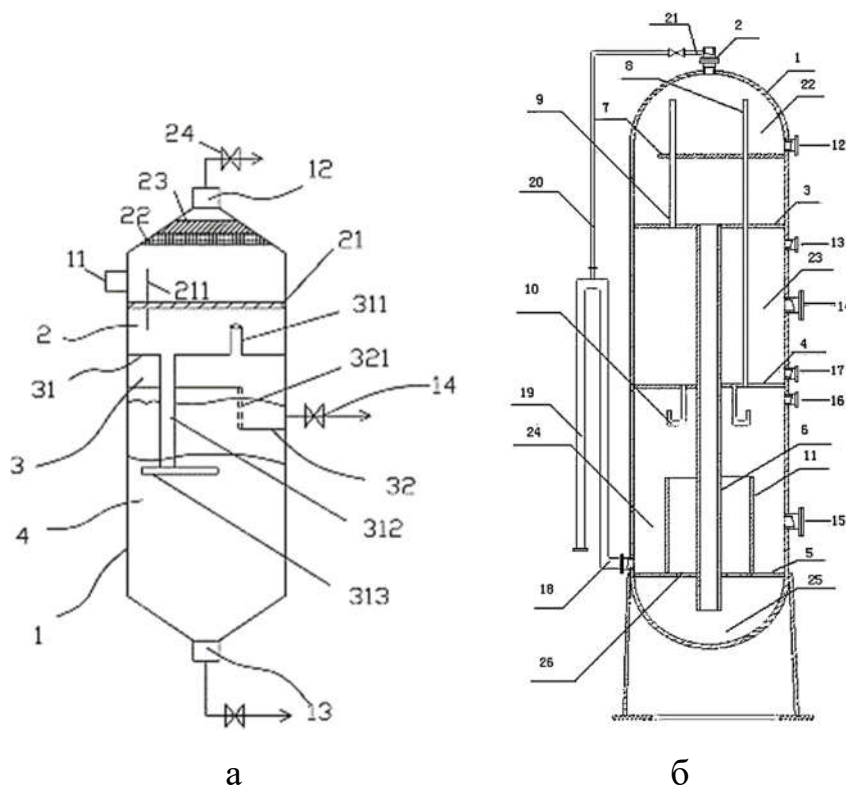


Рисунок Б.2 – Трифазний (а) і вертикальний фазовий (б) сепаратори [250, 251]

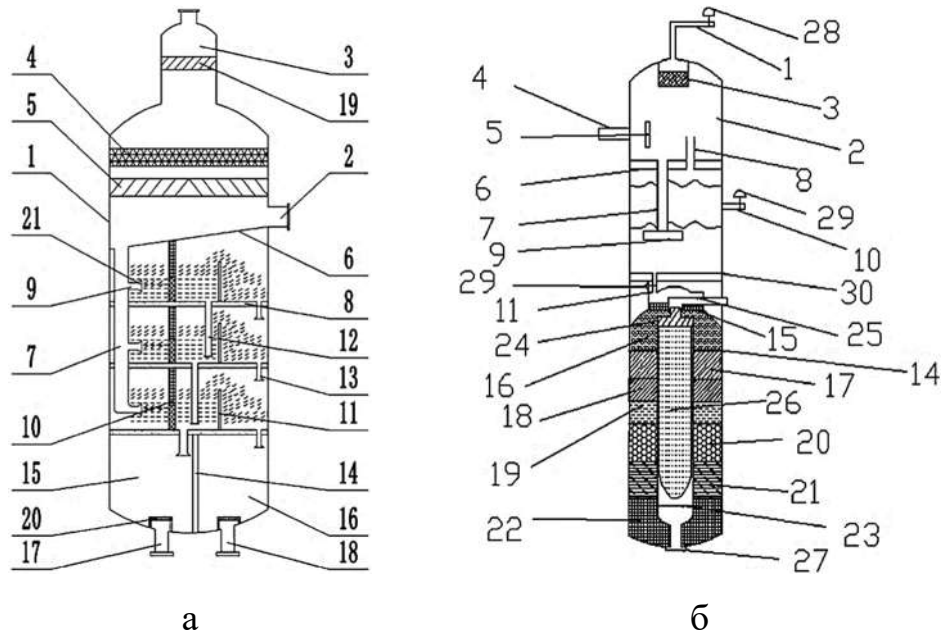


Рисунок Б.3 – Трифазний багатоступінчастий (а)
і вертикальний (б) сепаратори [252, 253]

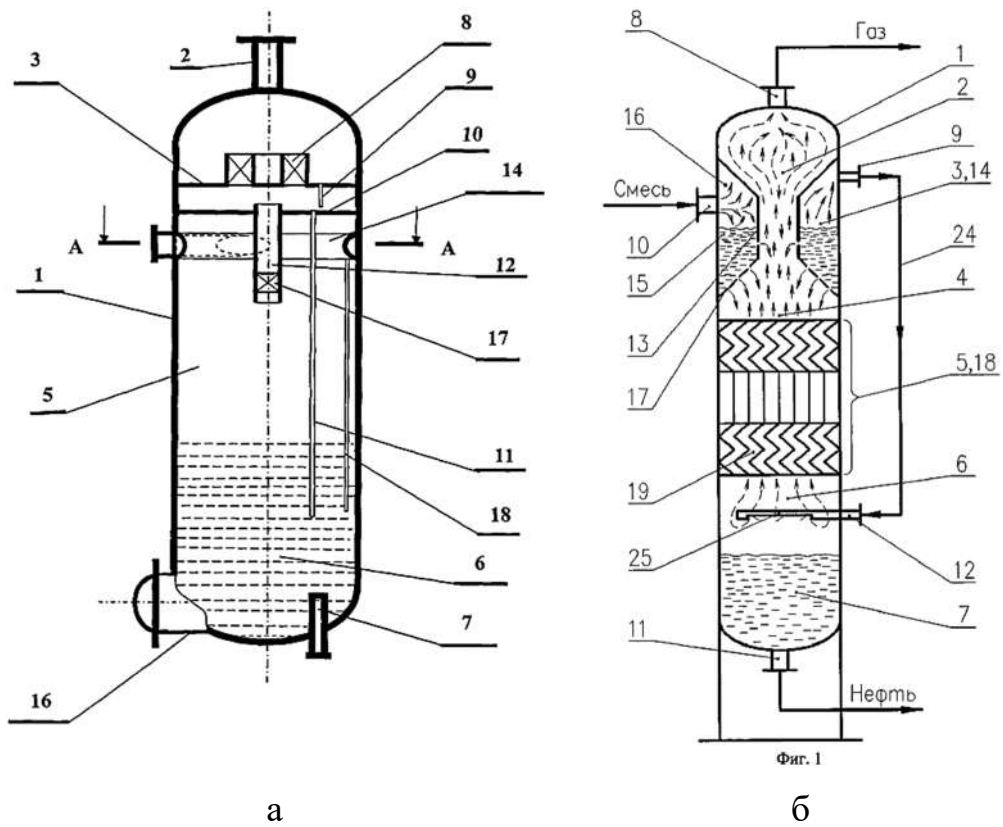
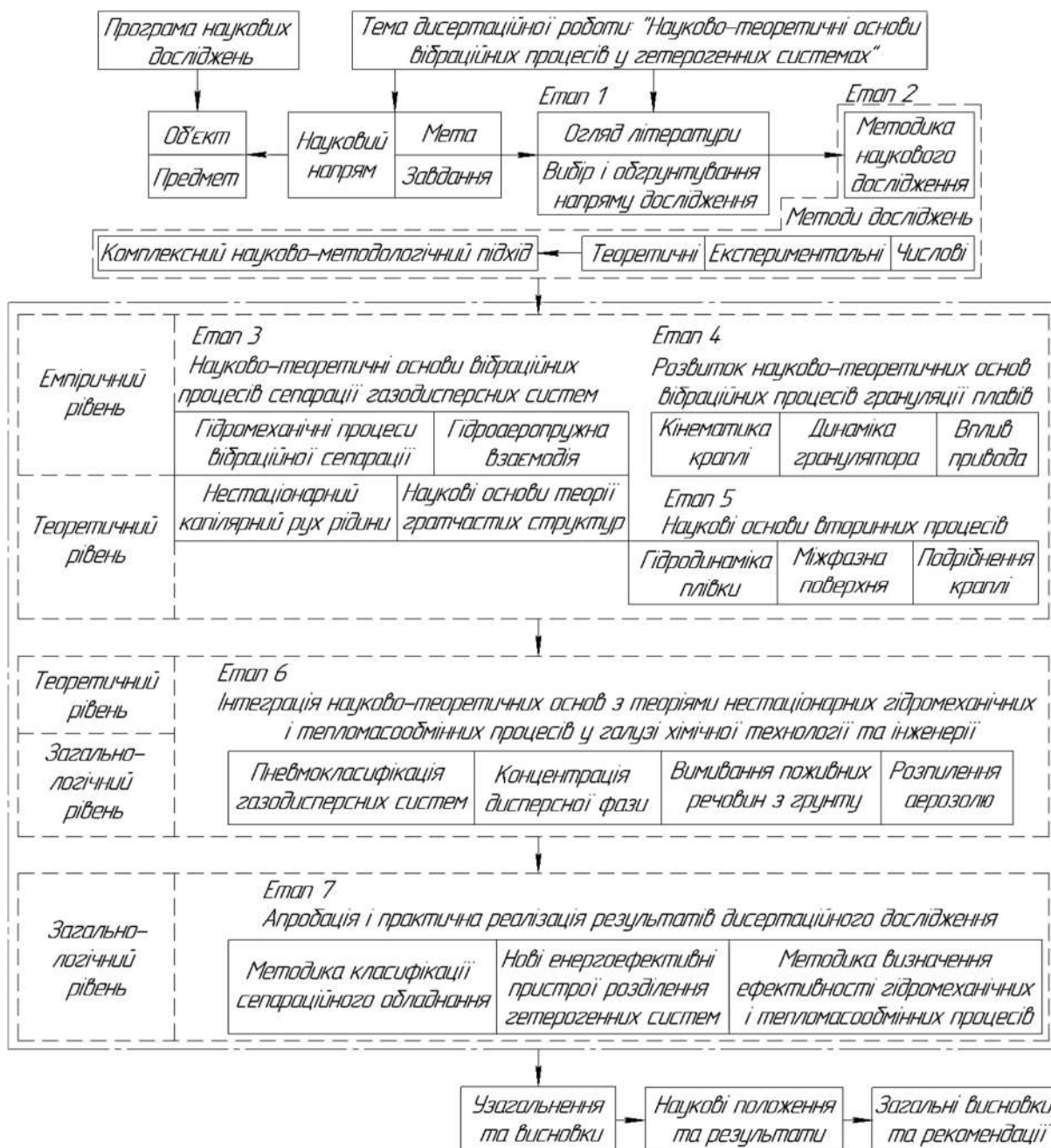


Рисунок Б.4 – Вертикальний сепаратор (а) і вертикальний
нафтогазовий сепаратор (б) [254, 255]

ДОДАТОК В

Концептуальна логіко-структурна схема
проведення дисертаційного дослідження



ДОДАТОК Г

Методика застосування ШНМ



а



б

Рисунок Г.1 – Розрахункові схеми застосування ШНМ для розв'язання прямої (а) і оберненої (б) задач наукового дослідження



а



б

Рисунок Г.2 – Розрахункові схеми дослідження динаміки гідромеханічної системи (а) і оцінювання приєднаної маси (б) із застосуванням ШНМ

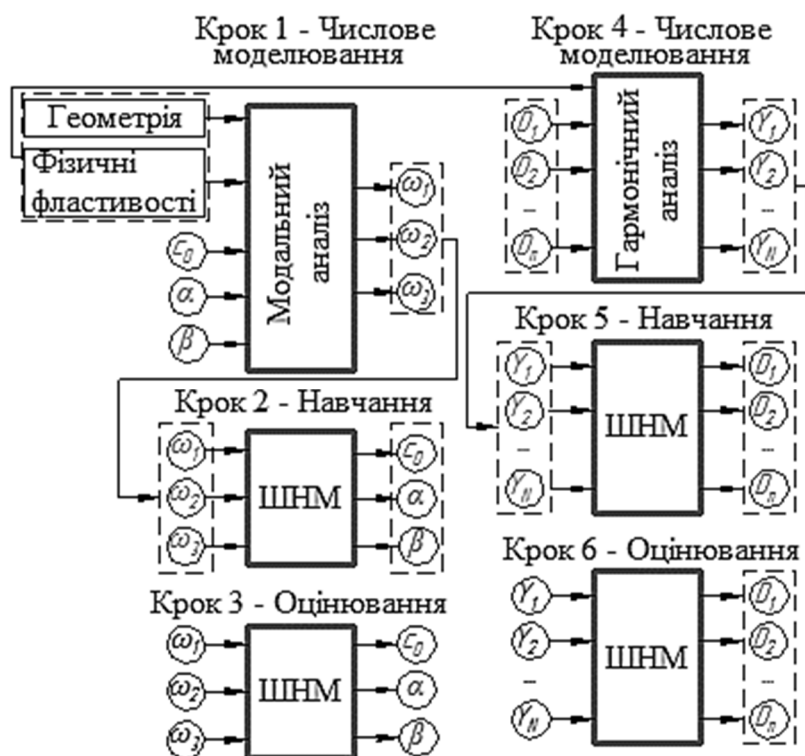
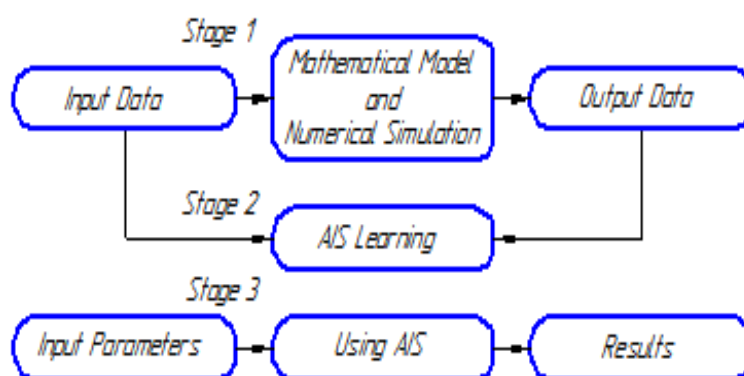
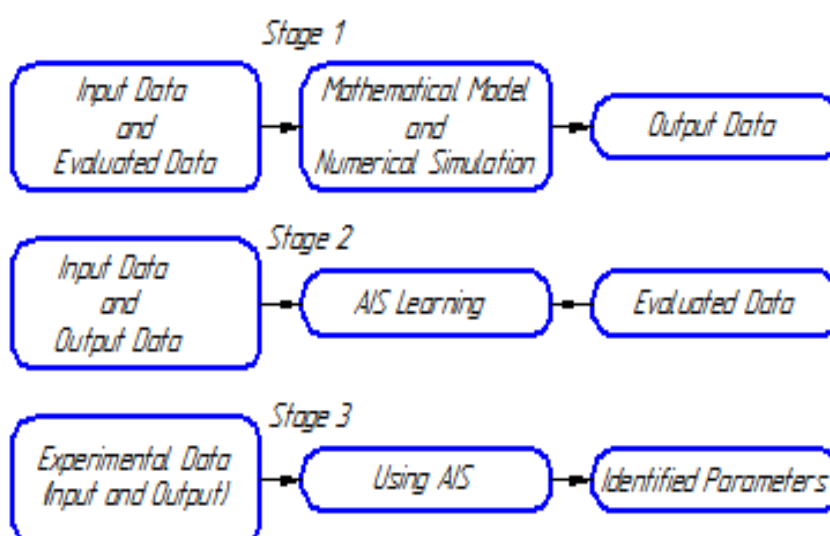


Рисунок Г.3 – Розрахункова схема комплексного застосування числового моделювання і застосуванням системи комп'ютерної алгебри та ШНМ



a



б

Рисунок Г.4 – Схеми прямої (а) та оберненої (б) задач

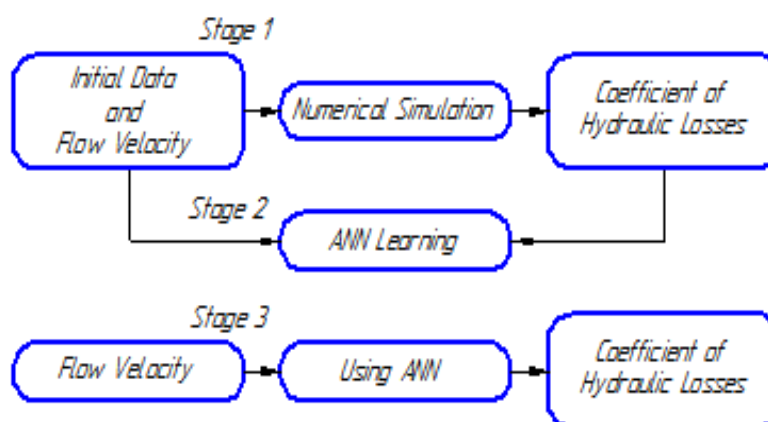


Рисунок Г.5 – Схема застосування ШНМ для динамічного аналізу гідромеханічної системи “багатофазний потік – деформівний елемент”

ДОДАТОК Д

Дослідження пристрою вібраційно-інерційної сепарації

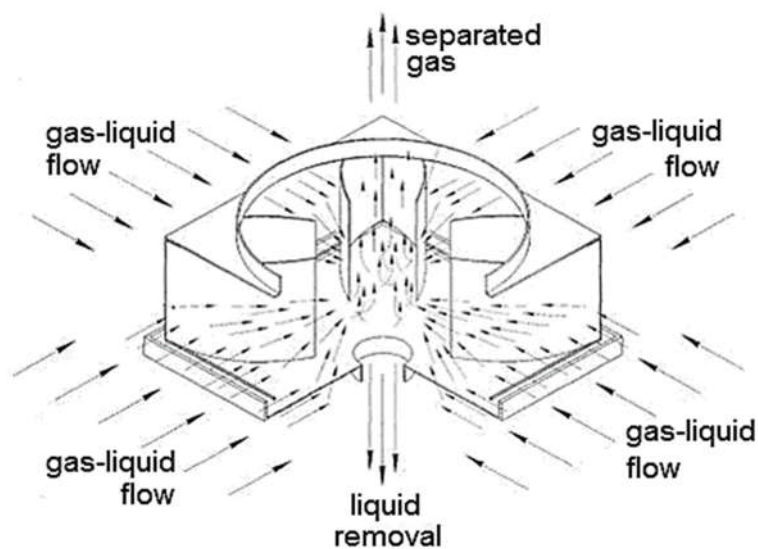
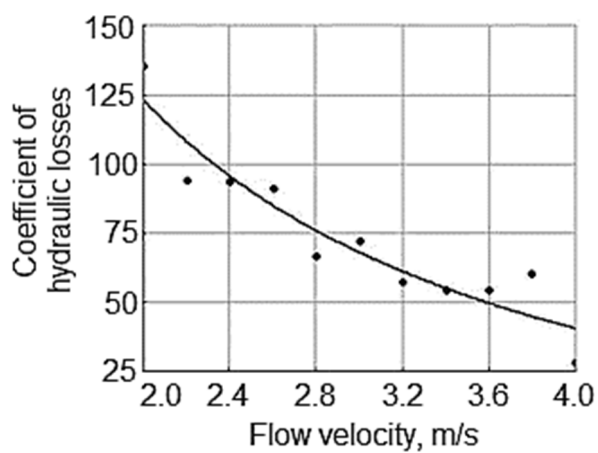


Рисунок Д.1 – Розрахункова схема вібраційно-інерційного сепараційного пристрою



б

Рисунок Д.2 – Залежність між коефіцієнтом гідравлічних втрат і швидкістю потоку

ДОДАТОК Е

Дослідження SPR-сепаратора

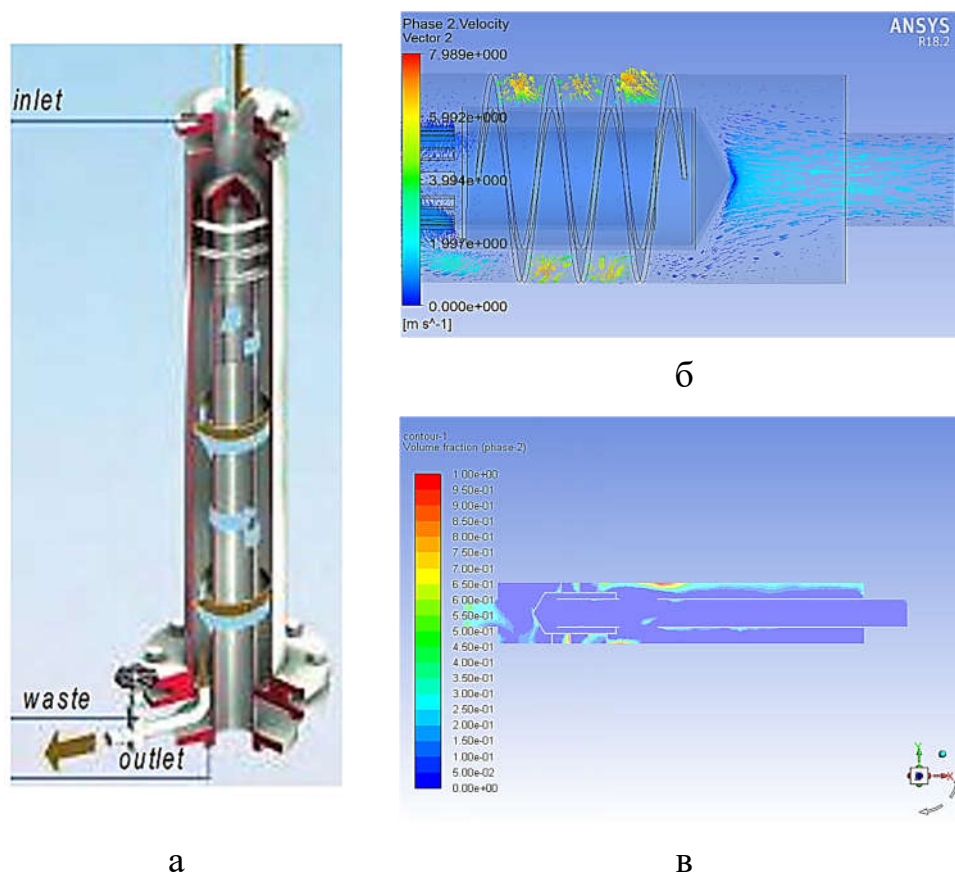
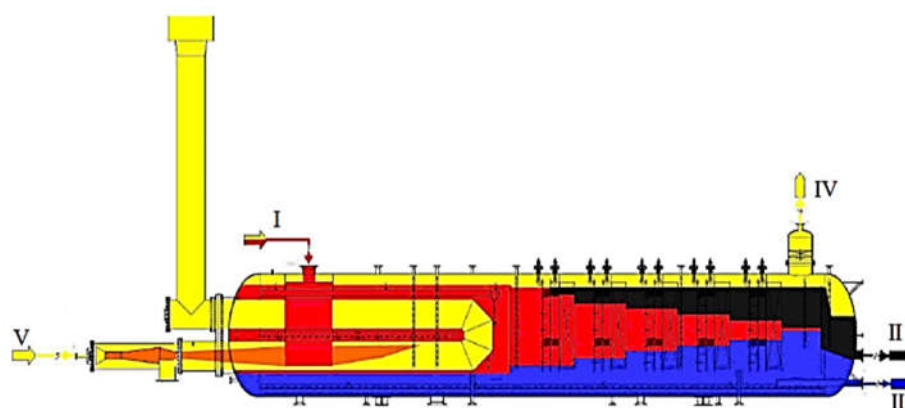


Рисунок Е.1 – Розрахункова схема SPR-сепаратора з основним (а),
поле швидкості (б) та об’ємна частка (б) рідини

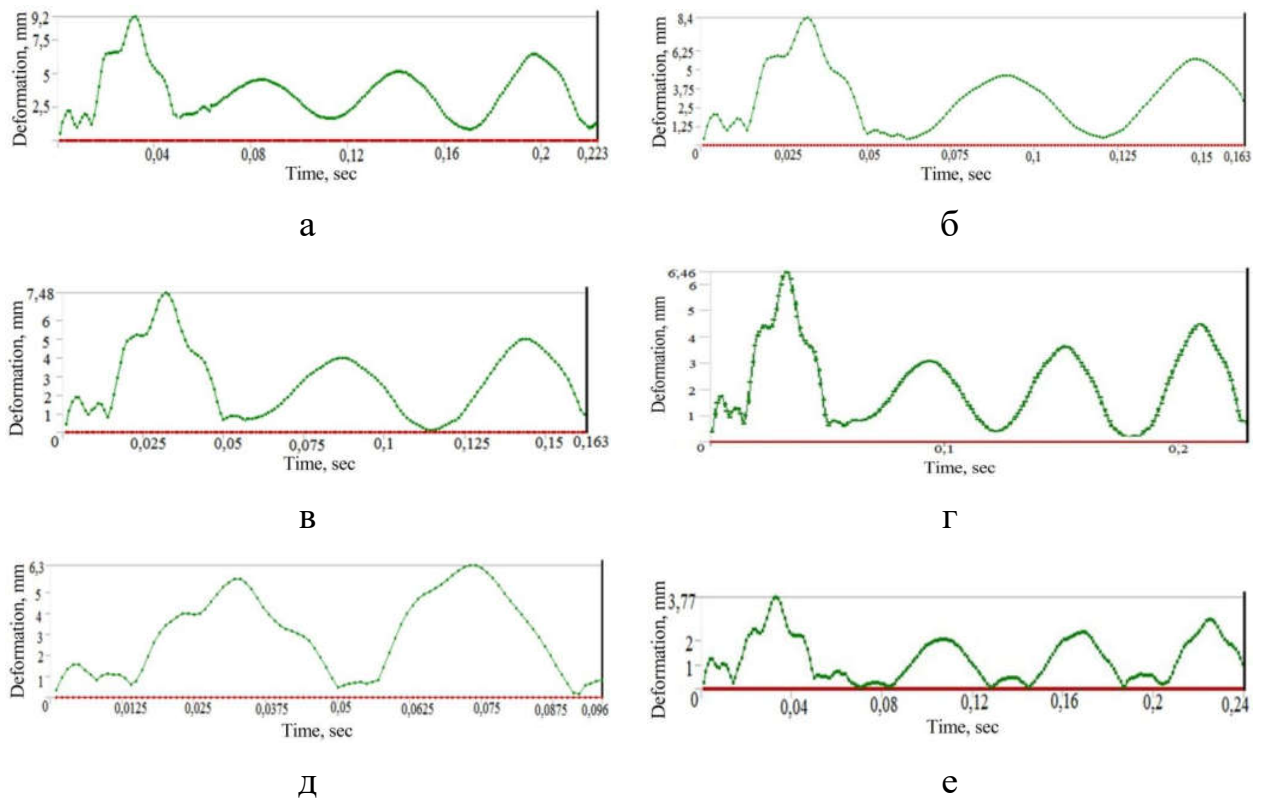


I – водонафтова емульсія; II – зневоднена нафта; III – пластова рідина; IV – газ;
V – паливний газ; VI – повітря; VII – гази згоряння

Рисунок Е.2 – Принципова схема роботи блочного горизонтального
нафтогазового сепаратора типу “Heater Treater”

ДОДАТОК Ж

Дослідження динамічного сепараційного елемента



6,0 (а), 5,5 (б), 5,0 (в), 4,5 (г), 4,0 (д) та 3,0 (е)

Рисунок Ж.1 – Динамічні прогини для різних швидкостей потоку, м/с

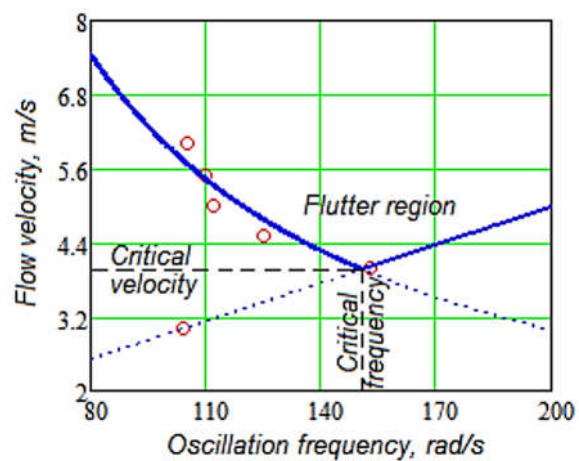


Рисунок Ж.2 – Залежність між швидкістю потоку та частотою коливань деформівних елементів

ДОДАТОК К

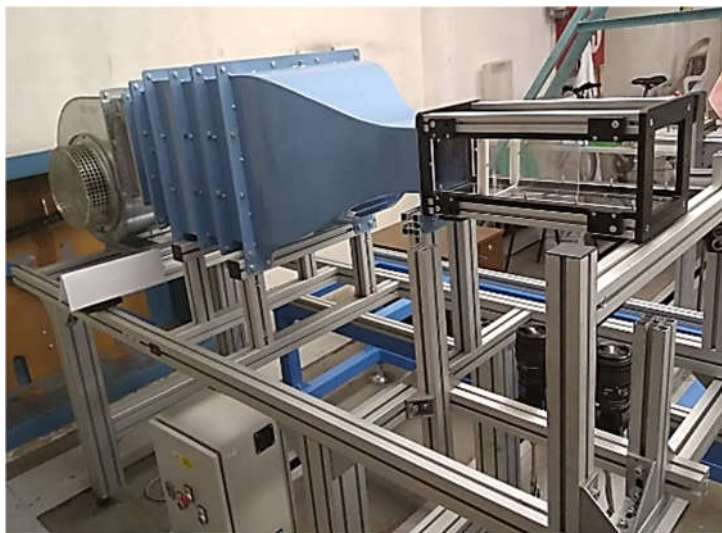
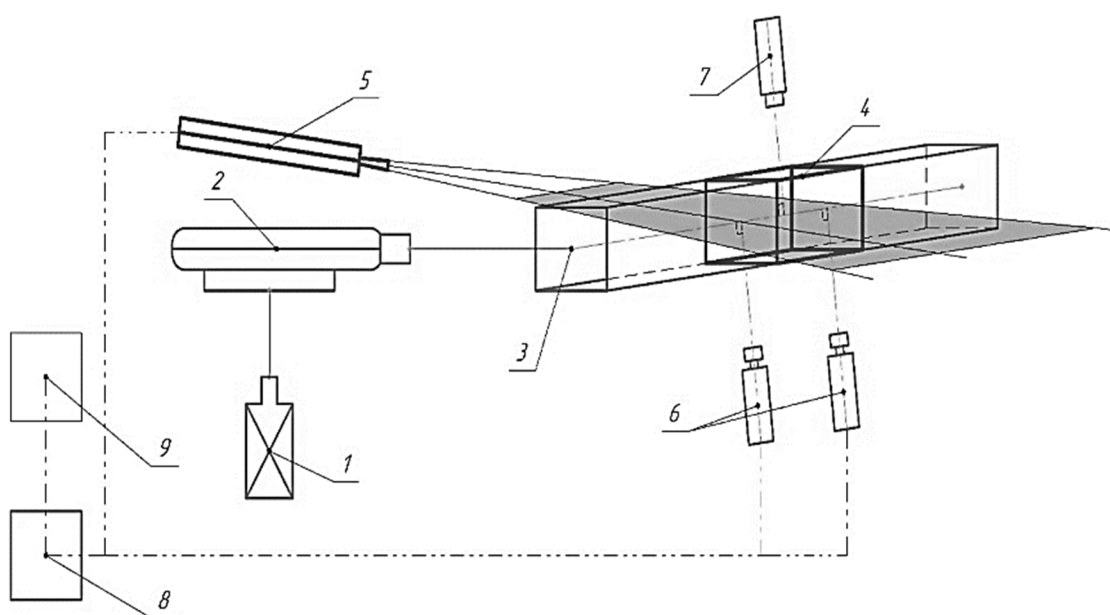
Експериментальний стенд для дослідження
динамічного сепараційного елемента

Рисунок К.1 – Зовнішній вигляд стенда

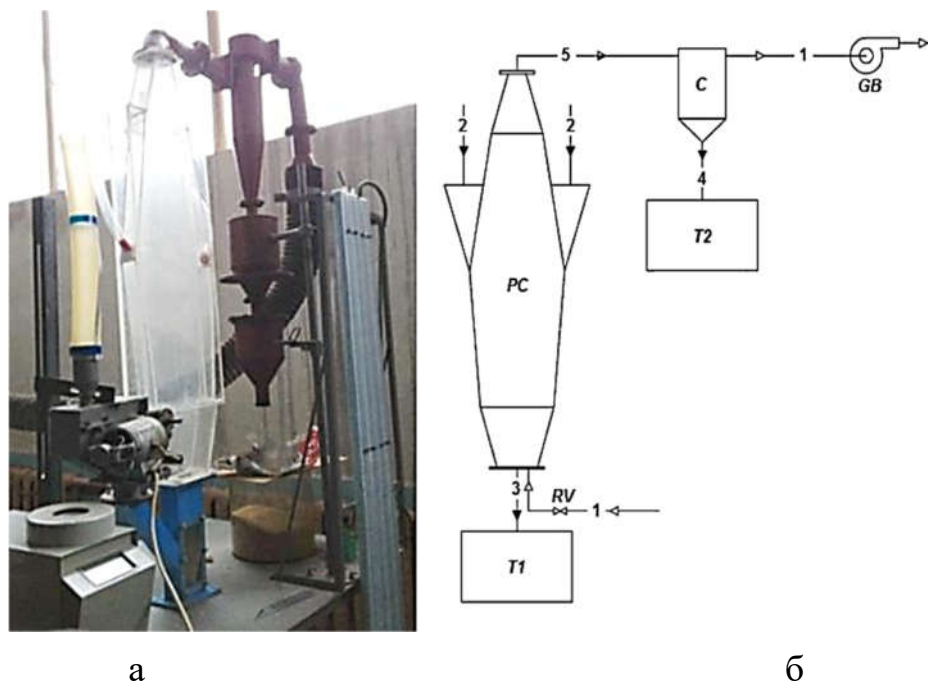


- 1 – туманогенератор; 2 – газодувка; 3 – тестова секція; 4 – сепараційний блок;
5 – система PIV; 6 – високошвидкісні камери; 7 – стробоскоп; 8 – блок управління PIV і високошвидкісними камерами; 9 – ПК

Рисунок К.2 – Схема експериментального стенда

ДОДАТОК Л

Методика експериментальних досліджень
процесу пневмокласифікації гранульованого матеріалу



1 – повітряний потік; 2 – вихідна суміш; 3 – груба фракція; 4 – дрібна фракція;
5 – повітряний потік з дрібною фракцією; PC – пневмокласифікатор;
C – циклон; GB – газодувка для створення всмоктувального потоку;
T1, T2 – ємності для збирання грубої та дрібної фракцій;
RV – регулюючий вентиль

Рисунок Л.1 – Експериментальний стенд (а) і його технологічна схема (б)

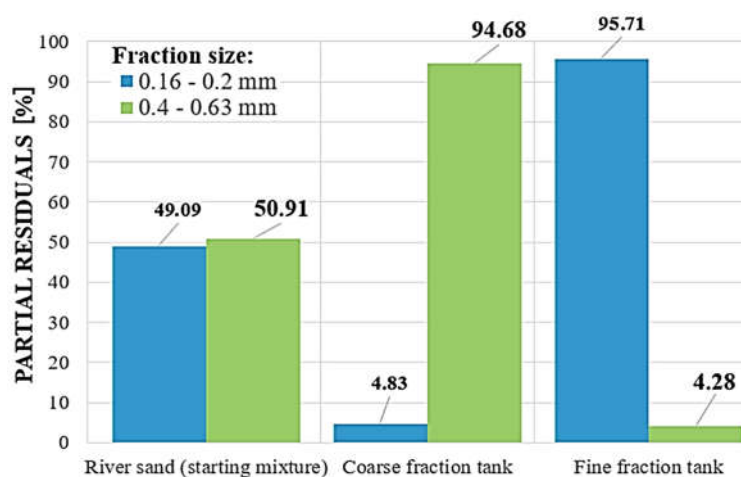
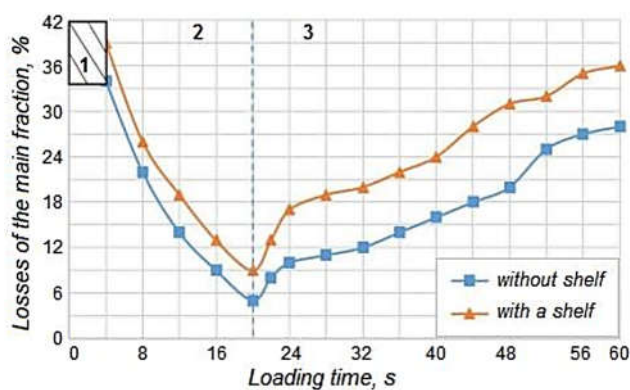


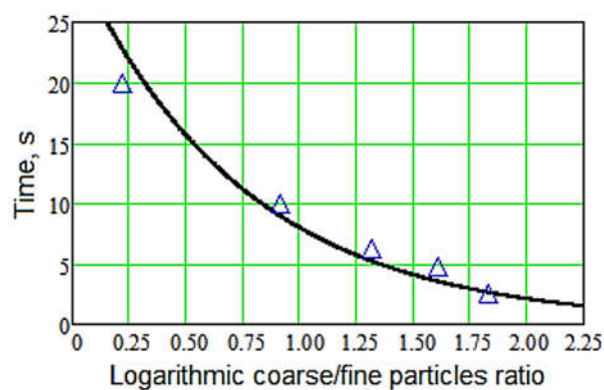
Рисунок Л.2 – Оцінювання ефективності сепарації при пневмокласифікації

Таблиця 3.1 – Результати розділення річкового піску

Параметр	Маса, г	Розмір фракції, мм	
		0,16–0,20	0,40–0,63
Початкова суміш	1129	575	554
Концентрація, %	100	51	49
Дрібна фракція	591	563	29
Концентрація, %	100	95	5
Груба фракція	526	23	504
Концентрація	100	4	96



а



б

1 – безперервне навантаження; 2 – робоча зона; 3 – відрив потоку

Рисунок Л.3 – Втрати основної фракції в процесі пневмокласифікації (а),

експериментальні результати та відповідні апроксимуючі криві (б)

ДОДАТОК М

Методика експериментальних досліджень капілярного підйому рідини

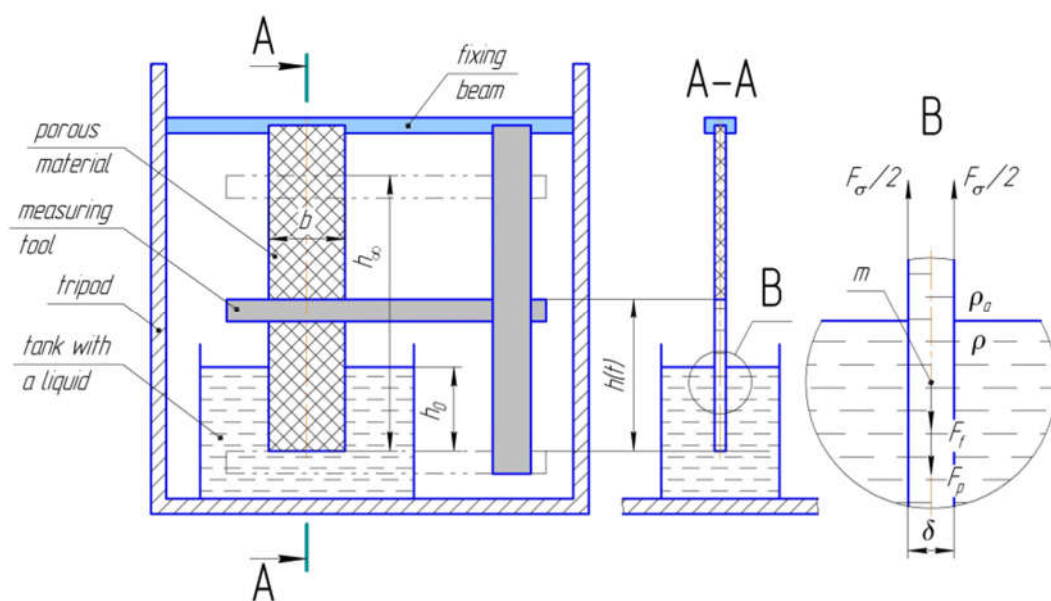


Рисунок М.1 – Розрахункова схема експериментального стенда

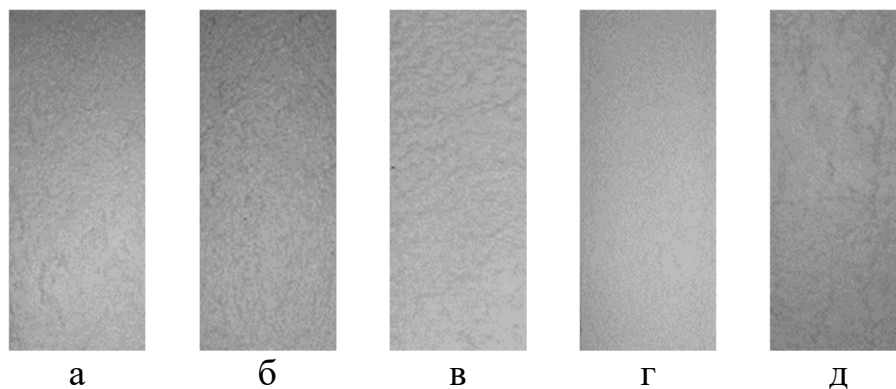


Рисунок М.2 – Зразки капілярно-пористого матеріалу № 1–5 (а–д)

Таблиця М.1 – Результати експериментальних досліджень для різних зразків

<i>b</i> = 0,015 m					
Time <i>t</i> , min	Lift height <i>h</i> , m				
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
5	0,107	0,088	0,086	0,093	0,098
10	0,141	0,119	0,110	0,120	0,119
15	0,169	0,144	0,136	0,141	0,152
20	0,188	0,161	0,159	0,158	0,173
25	0,209	0,173	0,168	0,172	0,189
30	0,225	0,184	0,187	0,189	0,204
35	–	0,192	0,197	0,201	0,217
40	–	0,206	–	0,213	0,238
45	–	–	–	0,225	0,244
50	–	–	–	–	0,253
55	–	–	–	–	0,259
60	–	–	–	–	0,266
<i>b</i> = 0,030 m					
Time <i>t</i> , min	Lift height <i>h</i> , m				
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
5	0,111	0,089	0,081	0,093	0,104
10	0,148	0,121	0,113	0,120	0,131
15	0,175	0,141	0,140	0,144	0,156
20	0,197	0,161	0,153	0,160	0,178
25	0,214	0,175	0,170	0,174	0,196
30	0,233	0,188	0,188	0,192	0,216
35	–	0,197	0,198	0,206	0,226
40	–	0,209	–	0,218	0,243
45	–	–	–	0,231	0,251
50	–	–	–	–	0,260
55	–	–	–	–	0,266
60	–	–	–	–	0,277

Продовження таблиці М.1

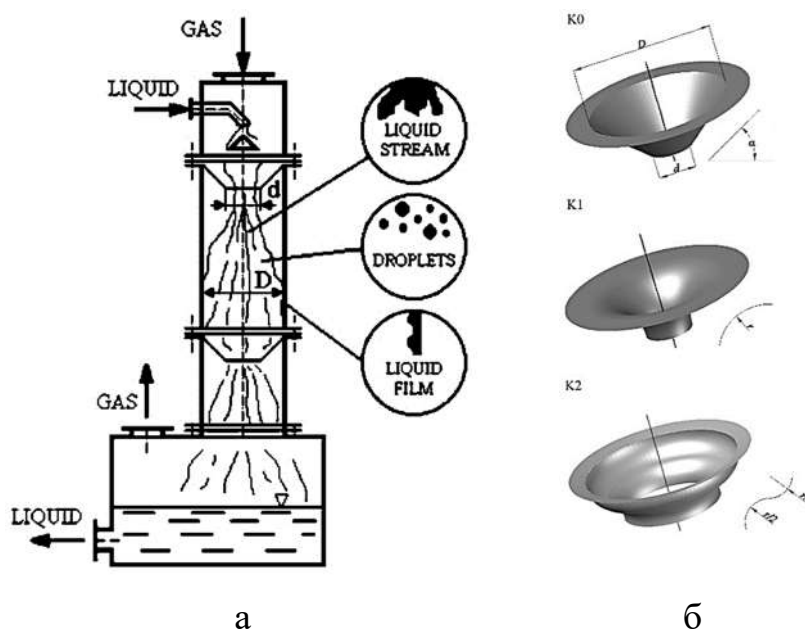
<i>b</i> = 0,045 m					
Time <i>t</i> , min	Lift height <i>h</i> , m				
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
5	0,111	0,091	0,084	0,093	0,104
10	0,148	0,123	0,114	0,120	0,131
15	0,175	0,145	0,133	0,144	0,156
20	0,197	0,164	0,151	0,160	0,178
25	0,214	0,179	0,170	0,174	0,196
30	0,234	0,190	0,188	0,192	0,211
35	–	0,204	0,198	0,206	0,223
40	–	0,214	–	0,218	0,240
45	–	–	–	0,231	0,249
50	–	–	–	–	0,258
55	–	–	–	–	0,266
60	–	–	–	–	0,274
<i>b</i> = 0,060 m					
Time <i>t</i> , min	Lift height <i>h</i> , m				
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
5	0,102	0,092	0,078	0,096	0,096
10	0,139	0,124	0,103	0,122	0,128
15	0,164	0,147	0,127	0,143	0,155
20	0,187	0,159	0,149	0,159	0,177
25	0,210	0,178	0,160	0,176	0,194
30	0,223	0,193	0,174	0,191	0,207
35	–	0,205	0,192	0,204	0,225
40	–	–	–	0,216	0,236
45	–	–	–	0,233	0,249
50	–	–	–	–	0,260
55	–	–	–	–	0,269
60	–	–	–	–	0,280



Рисунок К.3 – Загальний вигляд ультразвукового диспергатора для дослідження капілярного підйому рідини за умов вібраційного впливу

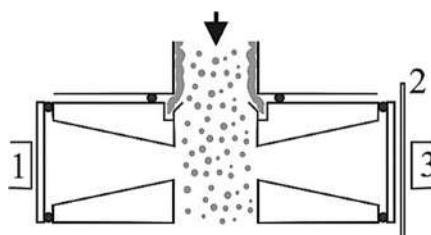
ДОДАТОК Н

Методика експериментальних досліджень поверхні розділення фаз



а – досліджувана конструкція конфузорів (б): класичного (K_0)
з профільованою внутрішньою поверхнею (K_1)
та з внутрішньою поверхнею подвійного профілю (K_2)

Рисунок Н.1 – Схема каскадного абсорбера

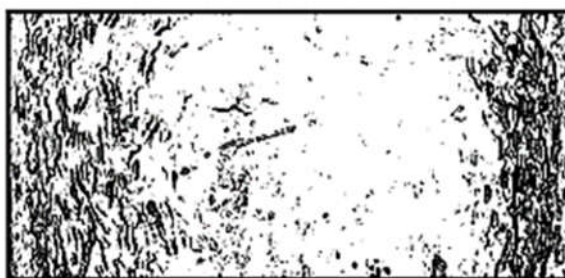


1 – цифрова камера; 2 – екран; 3 – спалахуючі лампи

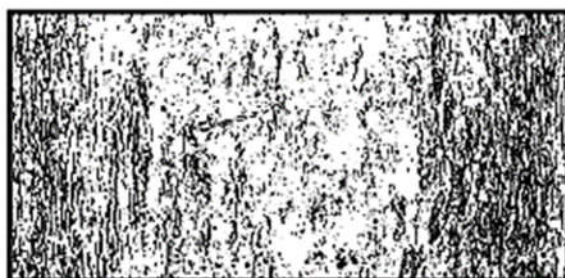
Рисунок Н.2 – Схематичне зображення розташування видалення плівки рідини у модифікацій колоні [11]

Таблиця Н.1 – Константа C та число Ейлера Eu_G

Двофазна система	Тип насадки	C	Eu_G
«повітря – вода»	K_0	10.5	0.81
	K_1	10.0	0.58
	K_2	11.5	0.59
«повітря – водний розчин поліакриламід»	K_0	27.5	0.81
	K_1	25.0	0.58
	K_2	27.4	0.59



а



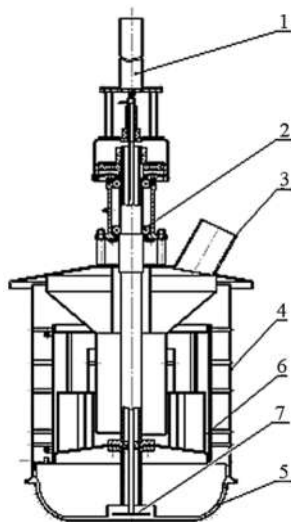
б

а – $Re_G = 74$; $Re_L = 632$; б – $Re_G = 74$; $Re_L = 11$

Рисунок Н.3 – Фото плівкової рідини у вежі, оснащений конфуздором у формі конуса K_0

ДОДАТОК П

Методика експериментальних досліджень процесу вібраційної грануляції

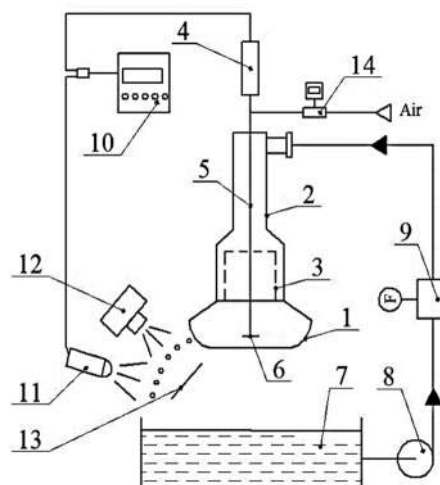


- 1 – ротор; 2 – підшипникова опора; 3 – вхідний патрубок подачі плаву;
 4 – корпус; 5 – перфорована оболонка; 6 – розподільчі перегородки;
 7 – диск (резонатор)

Рисунок П.1 – Схема обертового віброгранулятора



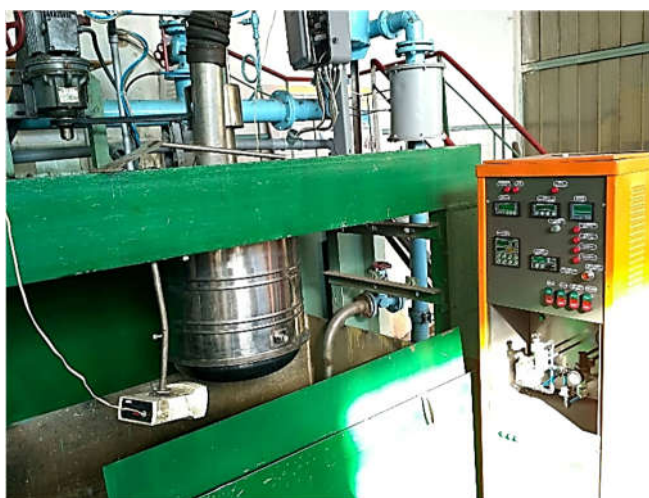
а



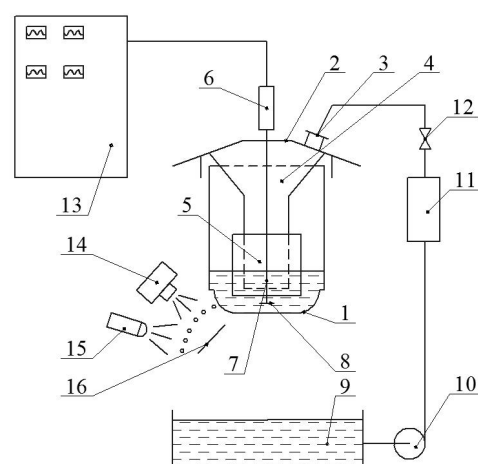
б

- 1 – перфорована оболонка (корзина); 2 – корпус; 3 – фільтруючий елемент;
 4 – електромагнітний збудник коливань (актуатор); 5 – шток; 6 – диск;
 7 – буферна ємність; 8 – насос; 9 – витратомір; 10 – система керування;
 11 – стробоскоп; 12 – пристрій фотофіксації; 13 – екран зі шкалою;
 14 – індикатор рівня

Рисунок П.2 – Зовнішній вигляд (а) і схема (б) експериментального стенда для дослідження процесу диспергування у необертовому віброгрануляторі



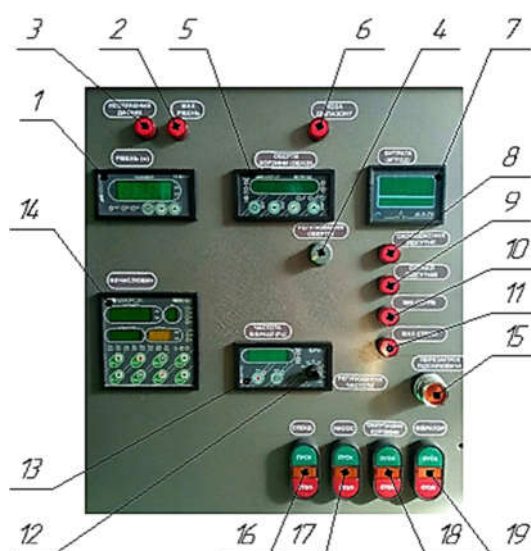
а



б

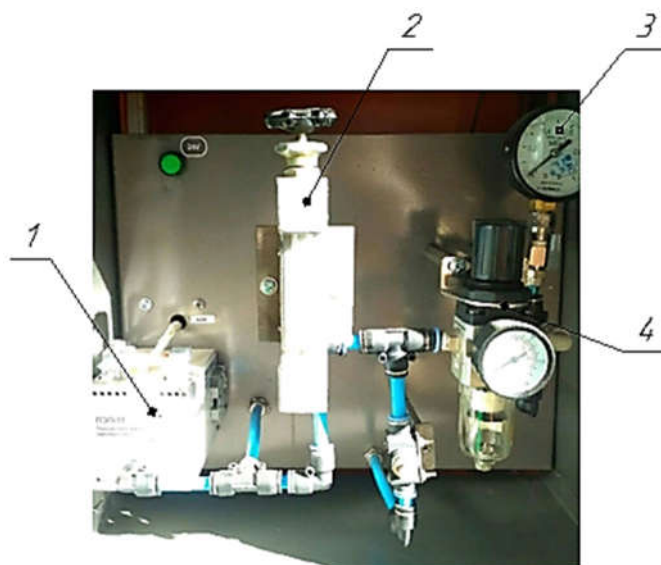
1 – перфорована оболонка (корзина); 2 – корпус; 3 – патрубок подачі плавучої рідини; 4 – колектор; 5 – фільтрувальний елемент; 6 – електромагнітний збудник коливань (актуатор); 7 – шток; 8 – диск (резонатор); 9 – буферна ємність; 10 – насос; 11 – електромагнітний витратомір; 12 – вентиль; 13 – шафа керування; 14 – пристрій фотофіксації; 15 – стробоскоп; 16 – екран зі шкалою

Рисунок П.3 – Зовнішній вигляд (а) і схема (б) експериментального стенда для дослідження процесу диспергування в обертовому віброгрануляторі



1–3 – індикатори рівня, максимального рівня і несправності датчика рівня; 4–6 – регулювання обертів корзини та індикатори обертів і перевищення робочого діапазону; 7 – індикатор витрат рідини; 8–11 – індикатори відсутності охолодження і сигналу та граничних значень струму; 12, 13 – регулювання частоти та індикатор частоти вібрацій; 14 – обчислювач; 15 – передзапуск підсилювача; 16–19 – керування пуском стенда, насоса, привода і вібратора

Рисунок П.4 – Пульти керування



1 – перетворювач; 2 – витратомір; 3 – манометр; 4 – фільтр-регулятор

Рисунок П.5 – Пневматична система вимірювання рівня рідини в грануляторі

Таблиця П.1 – Робочі характеристики експериментального стенда

Робочі умови та фізичні властивості рідини	Температура рідини, °С	20
	Температура повітря, °С	20
	Густина рідини, кг/м ³	998
	Динамічна в'язкість, Па·с	$1 \cdot 10^{-3}$
	Коефіцієнт поверхневого натягу, Н/м	$72,8 \cdot 10^{-3}$
	Рівень рідини, мм	280–380
Характеристики вібрацій	Робоча частота, Гц	220–800
	Амплітуда вібропереміщення, мкм	50–100
Характеристики отворів	Діаметр, мм	1,1
	Довжина (глибина), мм	1,0
	Матеріал	Сталь 12Х18Н9Т

ДОДАТОК Р
Визначення сили Басе

Таблиця Р.1 – Табуляція амплітудної частотної характеристики

№	Частота ω , рад/с	Амплітуда A , с ^{1/2}	№	Частота ω , рад/с	Амплітуда A , с ^{1/2}
1	0,01	18,20	8	100	0,180
2	0,1	5,80	9	150	0,150
3	1	1,76	10	200	0,130
4	5	0,81	11	500	0,080
5	10	0,57	12	10 ³	0,057
6	25	0,36	13	10 ⁴	0,018
7	50	0,25	14	10 ⁵	0,006

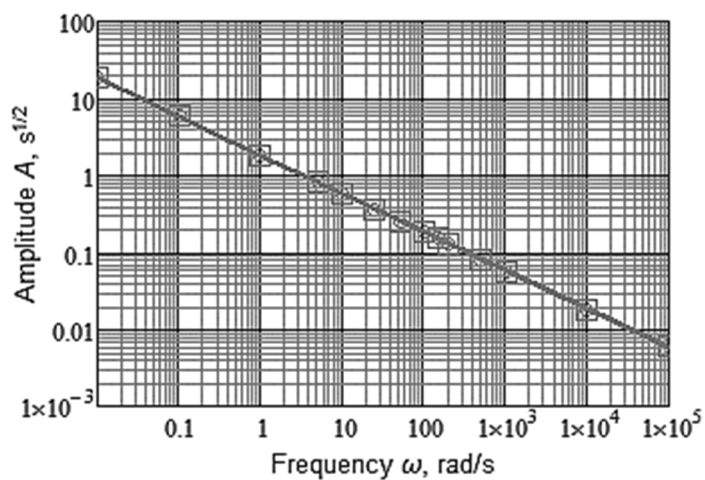
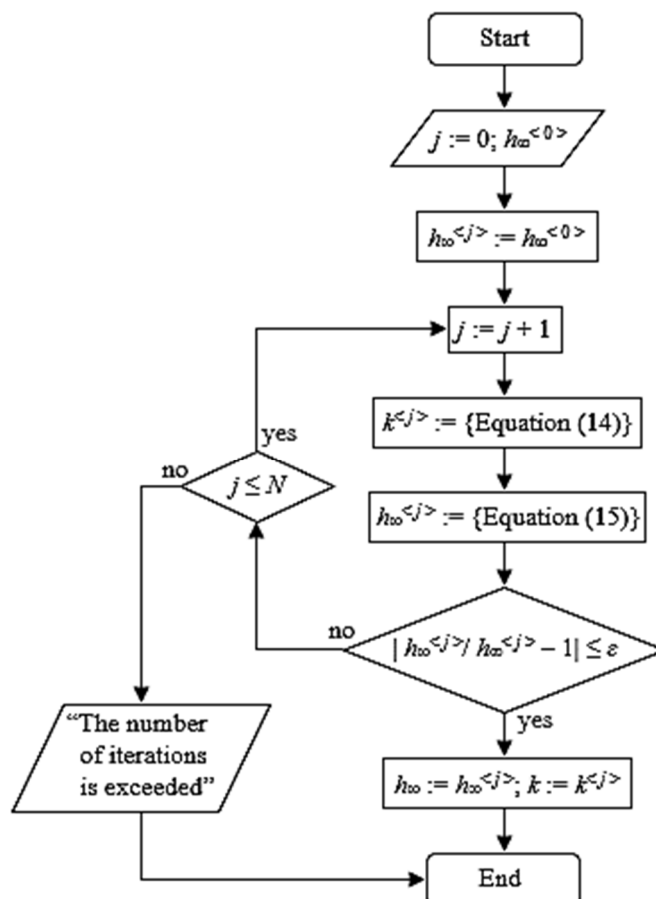


Рисунок Р.1 – Порівняння теоретичної кривої з даними числового розрахунку

ДОДАТОК С

Дослідження процесу капілярного підйому вловленої рідини
у пористому середовищі



j – номер ітерації; N – гранична кількість ітерацій;

ε – максимальна відносна похибка

Рисунок С.1 – Блок-схема оцінювання параметрів процесу капілярного підйому рідини

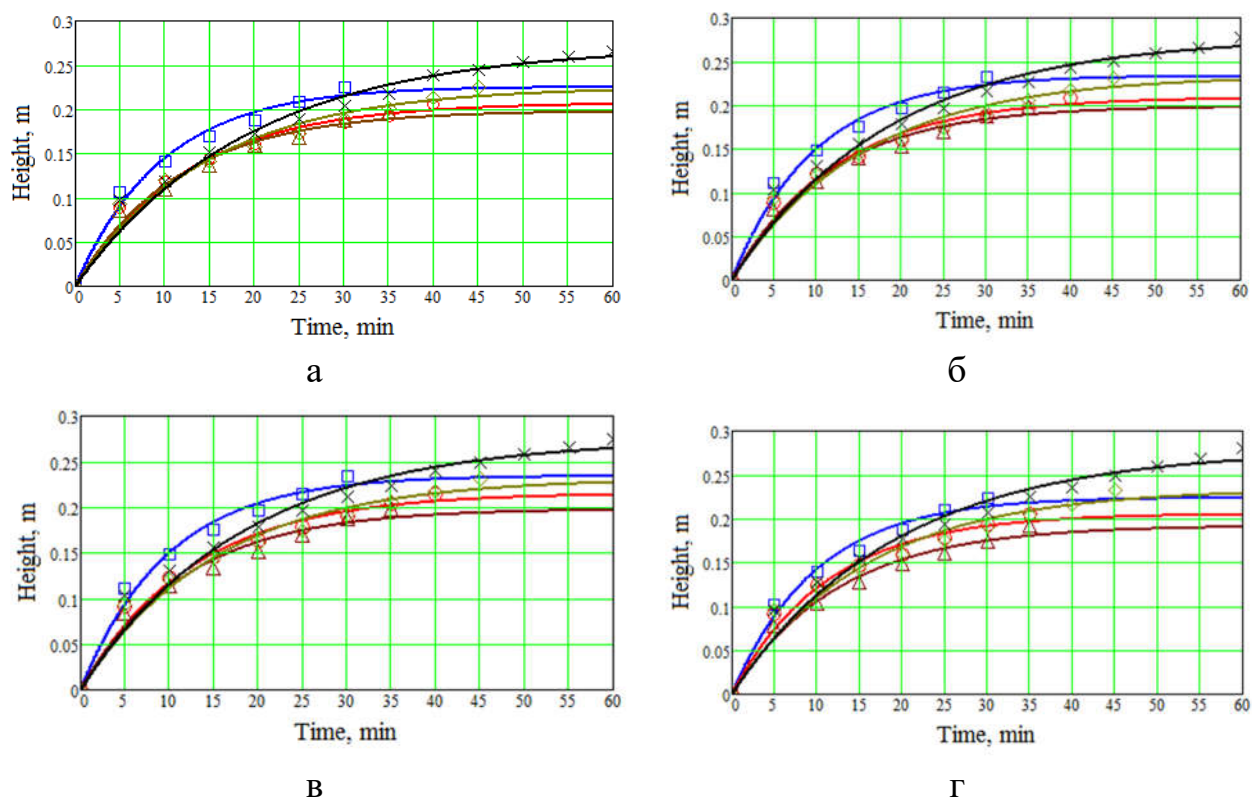


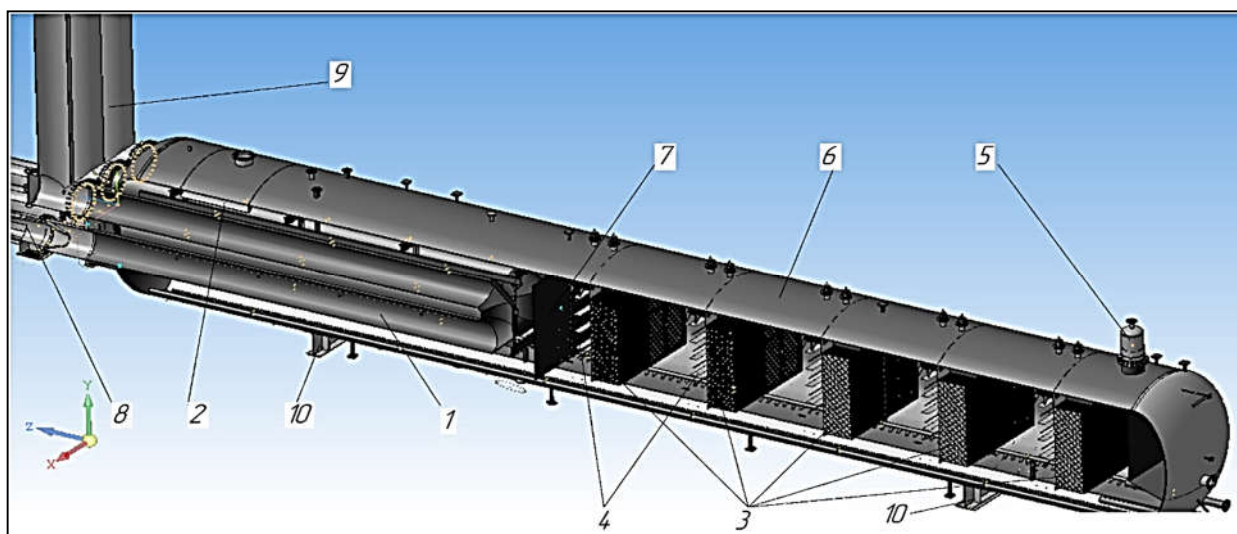
Рисунок С.3 – Регресійні криві висоти підйому рідини для різних зразків
 1(□), 2(○), 3(△), 4(◇), 5(×) шириною 0,015 м (а), 0,030 м (б),
 0,045 м (в) та 0,060 м (г)

Таблиця С.2 – Результати експериментальних досліджень

$b = 0,015$ мм	1	2	3	4	5
h_{∞} , м	0,23	0,21	0,20	0,23	0,27
k , 10^{-3} c^{-1}	1,72	1,33	1,43	1,13	0,93
r	0,93	0,92	0,94	0,93	0,933
$b = 0,015$ мм	1	2	3	4	5
h_{∞} , м	0,24	0,22	0,20	0,24	0,279
k , 10^{-3} c^{-1}	1,71	1,32	1,42	1,09	0,911
r	0,93	0,93	0,94	0,94	0,92
$b = 0,045$ мм	1	2	3	4	5
h_{∞} , м	0,24	0,22	0,20	0,24	0,28
k , 10^{-3} c^{-1}	1,72	1,35	1,43	1,07	0,90
r	0,93	0,92	0,94	0,94	0,93
$b = 0,060$ мм	1	2	3	4	5
h_{∞} , м	0,23	0,21	0,20	0,24	0,29
k , 10^{-3} c^{-1}	1,69	1,48	1,33	1,06	0,87
r	0,94	0,93	0,95	0,94	0,94

ДОДАТОК Т

Теорія ґратчастих структур



1 – U-подібні жарові труби; 2 – поличний дефлектор; 3 – жалюзійні насадки;
 4 – електродні решітки; 5 – газосепаратор; 6 – корпус; 7 – перегородка;
 8 – пальники з калорифером; 9 – димові труби; 10 – опори

Рисунок Т.1 – Конструкція підігрівача-деемультатора типу “Heater-Treater”

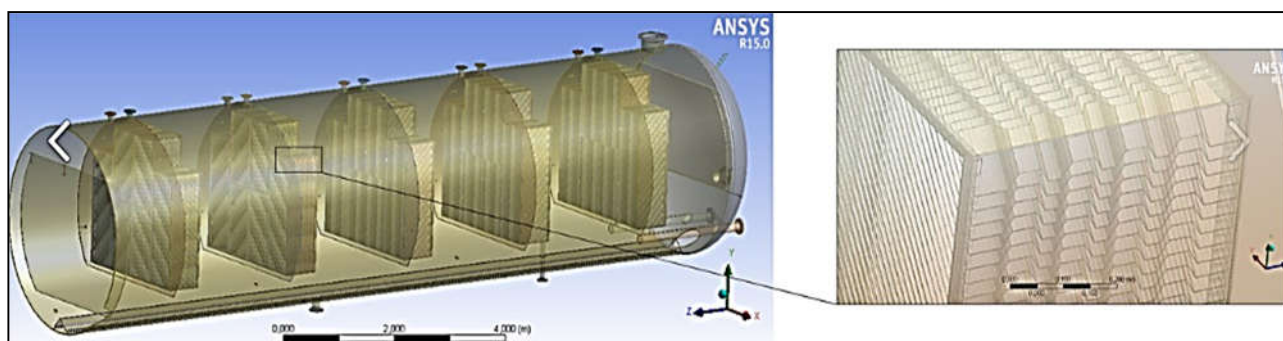


Рисунок Т.2 – Розрахункова геометрія пакету насадок

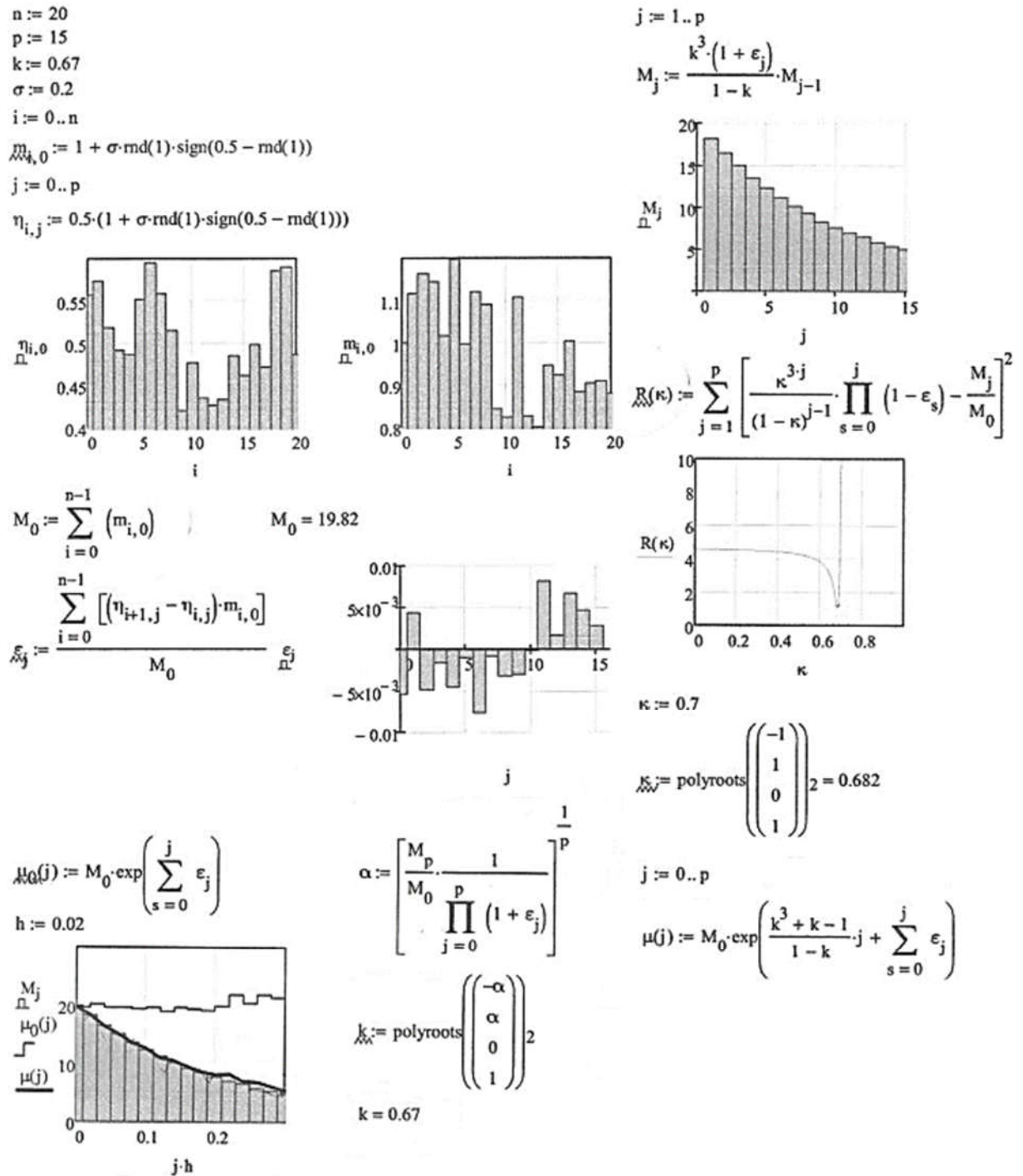


Рисунок Т.3 – Приклад числової реалізації

ДОДАТОК У

Динамічний розрахунок вібраційного гранулятора

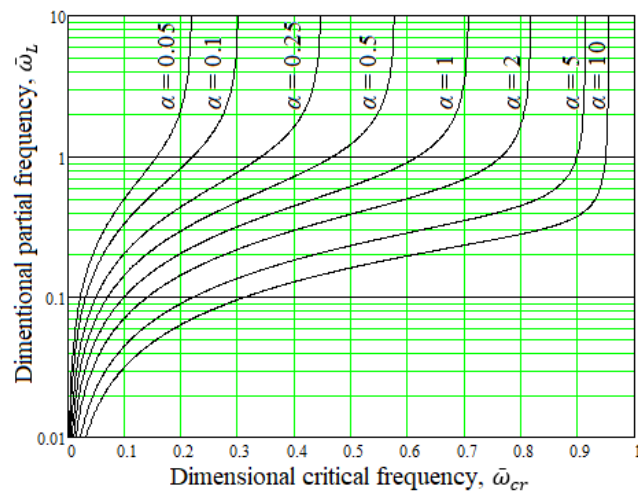
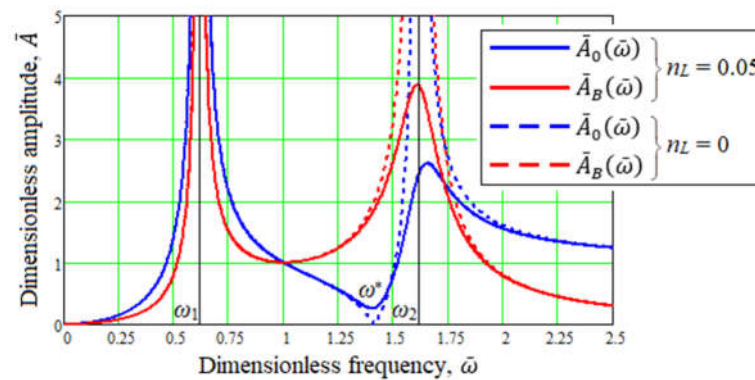
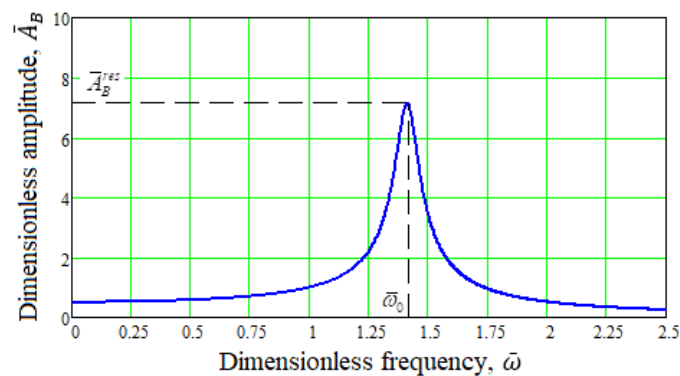


Рисунок У.1 – Залежності для експериментального визначення парціальної частоти рідинного шару за критичною частотою гідромеханічної системи

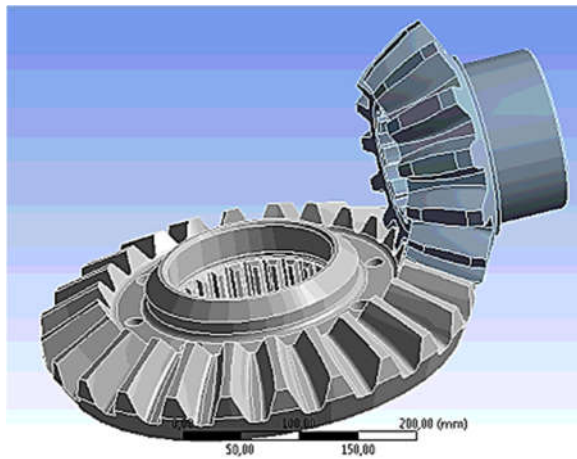


а

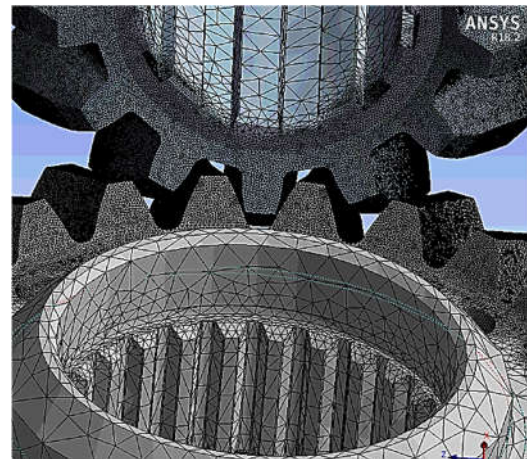


б

Рисунок У.2 – Безрозмірні амплітудні частотні характеристики двомасової (а) і одномасової (б) систем

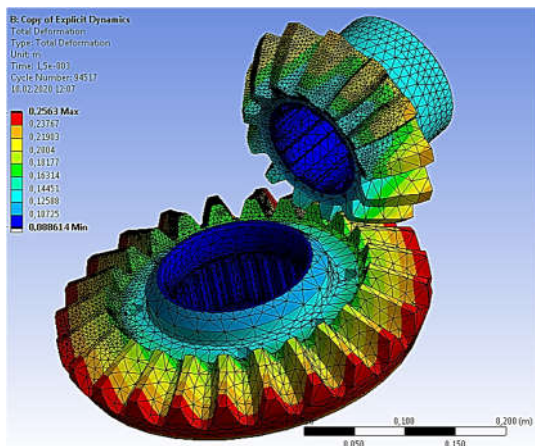


а

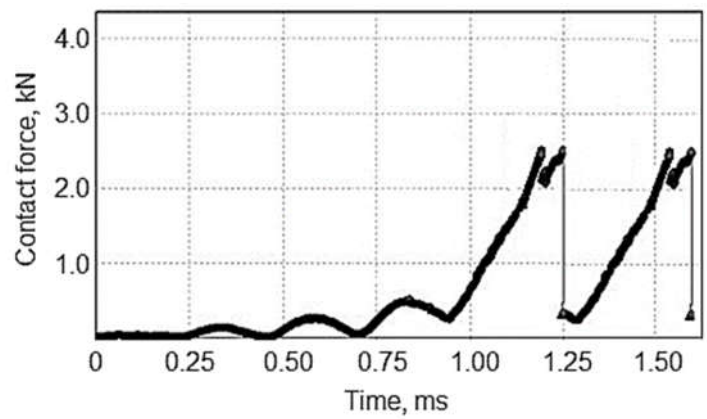


б

Рисунок У.3 – Розрахункова геометрія (а) і скінченноелементна сітка (б) зубчастого зчеплення



а



б

Рисунок У.4 – Переміщення точок зубчастої пари (а) та зміна з часом сили контактної взаємодії (б)

ДОДАТОК Ф

Приклад розрахунку поверхні розділення фаз у газорідинному реакторі з перемішувальним пристроєм

Вхідні дані: питома потужність $E = 2,8 \cdot 10^{-5}$ Вт/кг; середня швидкість рідинного потоку $v_L = 4$ м/с; діаметр і ширина імпеллера $d_m = 0,105$ м та $b = 0,020$ м, відповідно; коефіцієнт поверхневого натягу $\sigma = 0,073$ Н/м; густина рідини і повітря $\rho_L = 1 \cdot 10^3$ кг/м³ та $\rho_a = 1$ кг/м³, відповідно. Густина газорідинної суміші $\rho_m = \varphi \rho_a + (1 - \varphi) \rho_L = 935$ (кг/м³).

Відповідно до практичних рекомендацій щодо проектування газорідинних реакторів, середній діаметр частинок можна приблизно оцінити як $d_p = 7,25 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\sigma}{\rho_L}\right)^{0,6} E^{-0,4} = 1,58$ (мм). Для оцінювання діаметра частинок за запропонованою методикою використовуються такі параметри: висота шару рідини під імпеллером $h_p = 0,150$ м; прискорення вільного падіння $g = 9,81$ м/с²; динамічна в'язкість рідин $\mu_L = 1 \cdot 10^{-3}$ Па·с.

Експериментальні дослідження для діапазону чисел Рейнольдса $Re = (3,2-7,5) \cdot 10^4$ показали, що коефіцієнт опору мішалки $\zeta = 0,8$ залежить від чисел Фруда (Fr), Рейнольдса (Re) та гомохронності (Ho) як функція симплексів подібності. У цьому випадку частота обертання визначається за виразом:

$$f = Re \frac{\mu_L}{\rho_L d_m^2} = 3,2-7,5 \text{ (Гц)}. \text{ Однак, її критичне значення } f_{cr} = \frac{1}{\pi d_m} \sqrt{\frac{2gh_p}{\zeta}} = 5,8 \text{ (Гц)}. \text{ Середнє значення робочої частоти } f_{av} = (5,8 + 7,5)/2 = 5,4 \text{ (Гц)}.$$

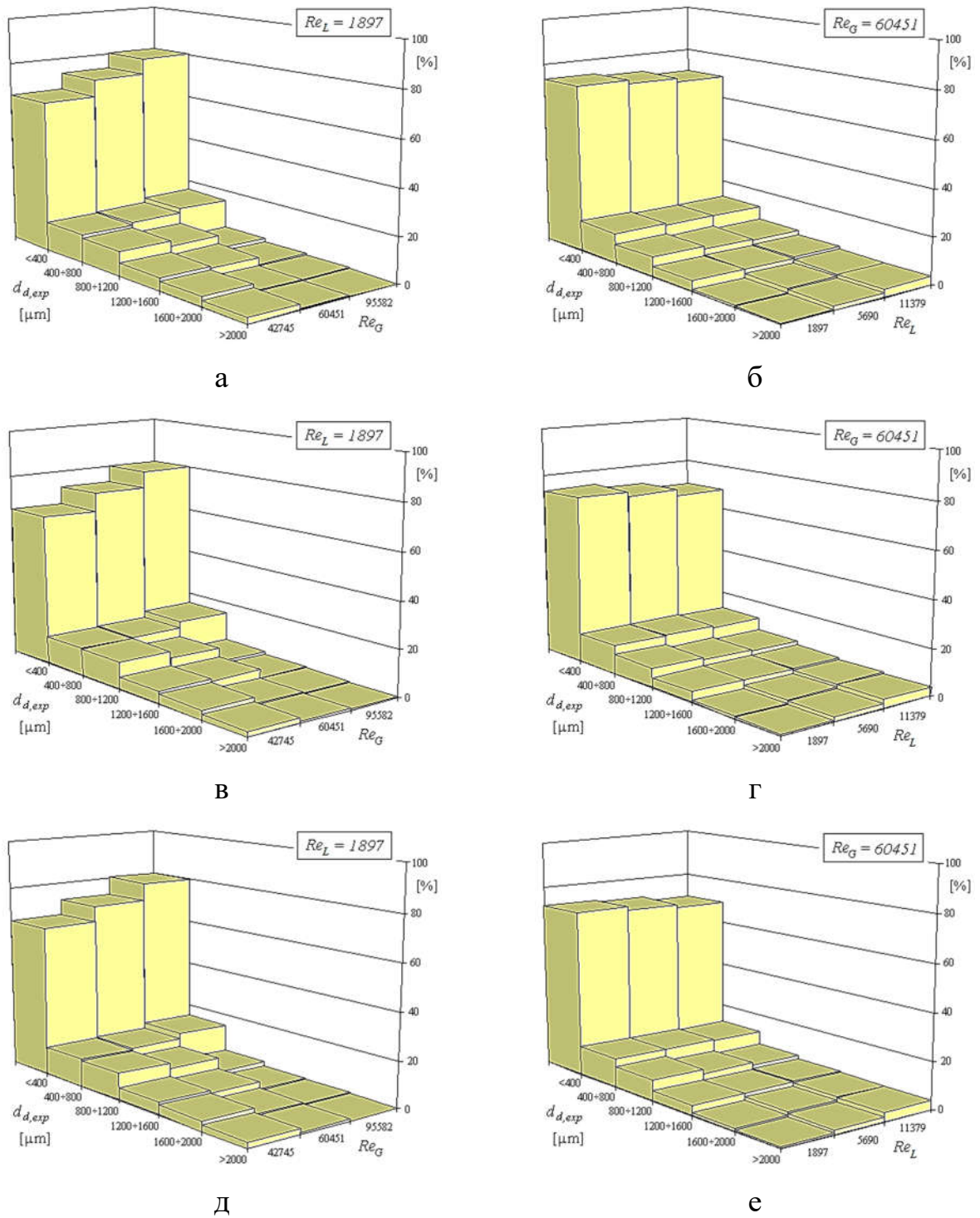
У цьому випадку число Фруда $Fr = \frac{f^2 d_m}{g h_p} = 0,7-2,0$. У результаті урахування

емпіричного коефіцієнта $K = 0,28$ дозволяє встановити об'ємну частку газу

$$\varphi = K \frac{b}{d_m} \frac{Fr_{max} - Fr_{min}}{1 + K \frac{b}{d_m} (Fr_{max} - Fr_{min})} = 0,07 \text{ та поверхню розділення фаз } S = 8,2 \text{ м}^2.$$

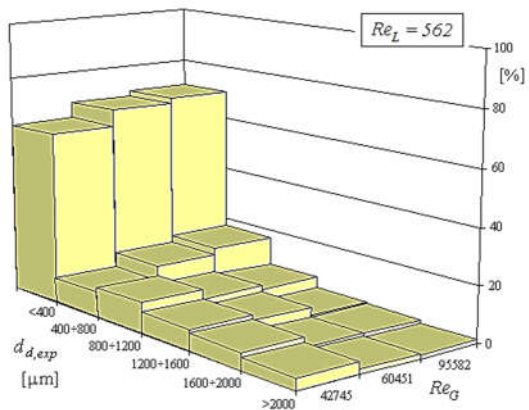
ДОДАТОК Х

Дослідження поверхні розділення фаз в абсорбційній вежі

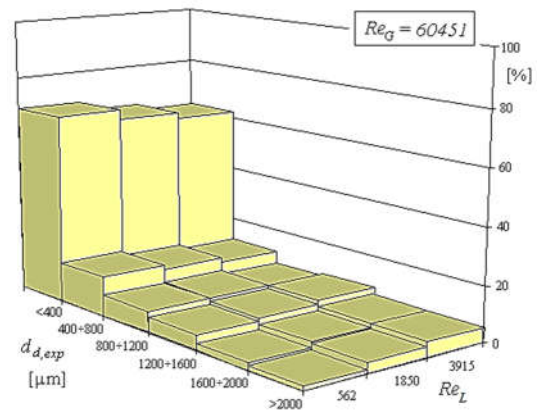


а, б – K_0 ; в, г – K_1 ; д, е – K_2

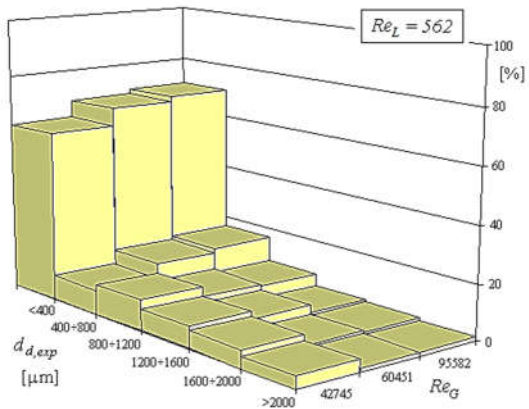
Рисунок Х.1 – Розподіл крапель за розміром системи «повітря – вода» при дослідженні конфузорові різної геометрії



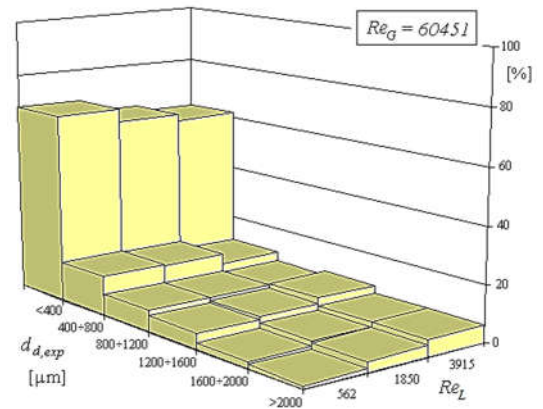
а



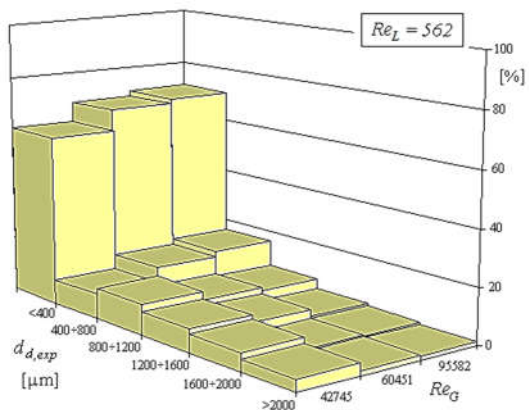
б



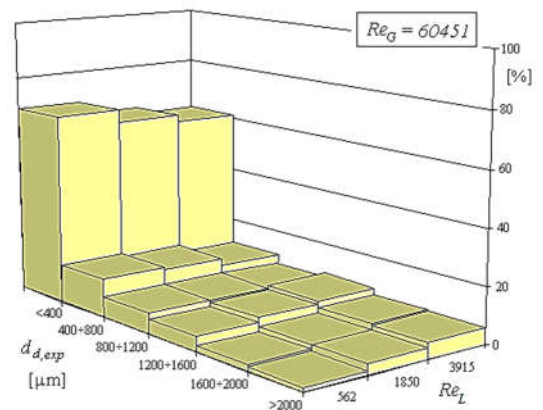
в



г



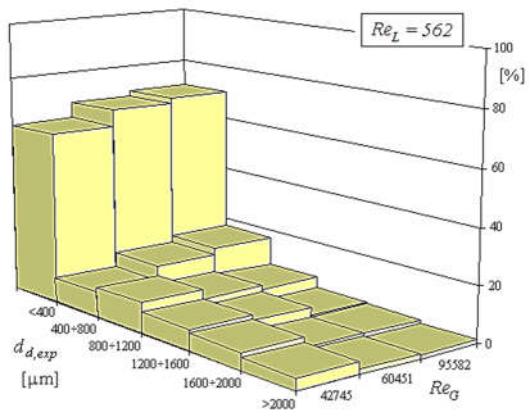
д



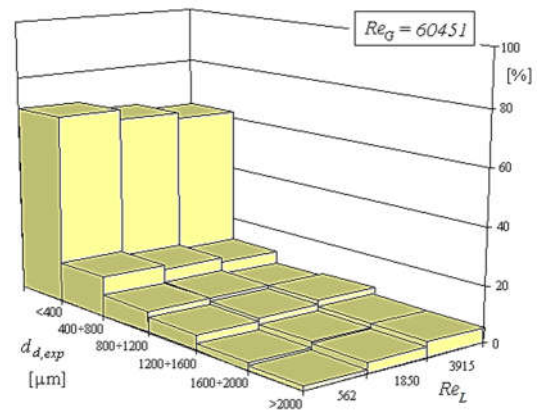
е

а, б – K_0 ; в, г – K_1 ; д, е – K_2

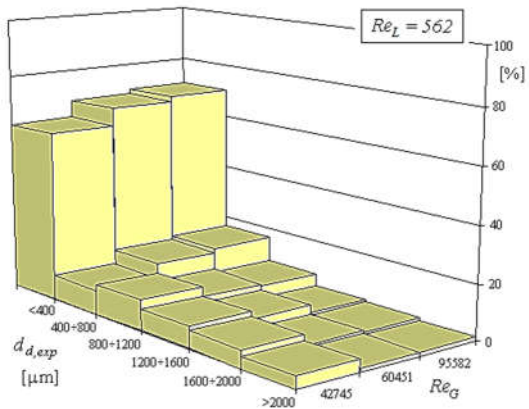
Рисунок Х.2 – Розподіл крапель за розміром системи «повітря – полімер» при дослідженні конфузюрів різної геометрії



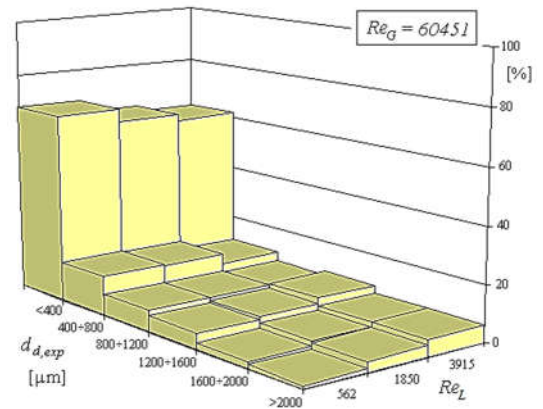
а



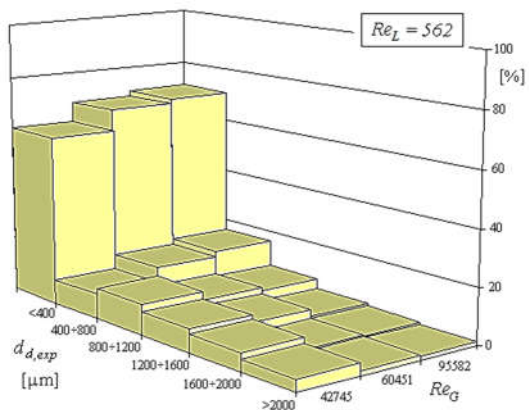
б



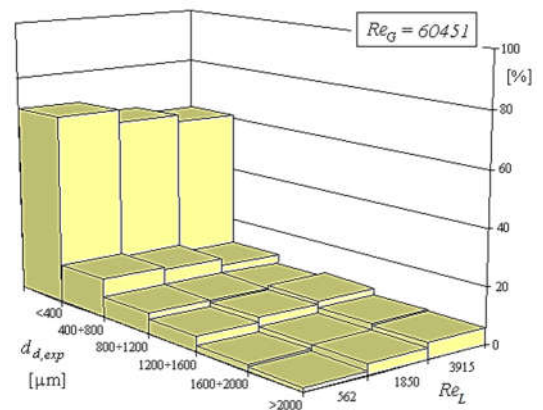
в



г



д



е

а, б – K_0 ; в, г – K_1 ; д, е – K_2

Рисунок Х.3 – Діаметр Саутера для систем «повітря – вода» (а, в, д)
та «повітря – водний розчин поліакриламід» (б, г, е)

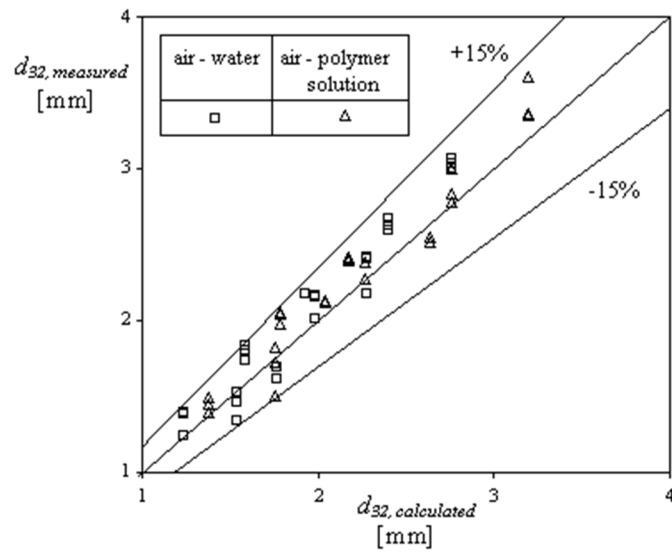


Рисунок Х.4 – Порівняння виміряного розміру крапель з відповідними розрахунковими розмірами

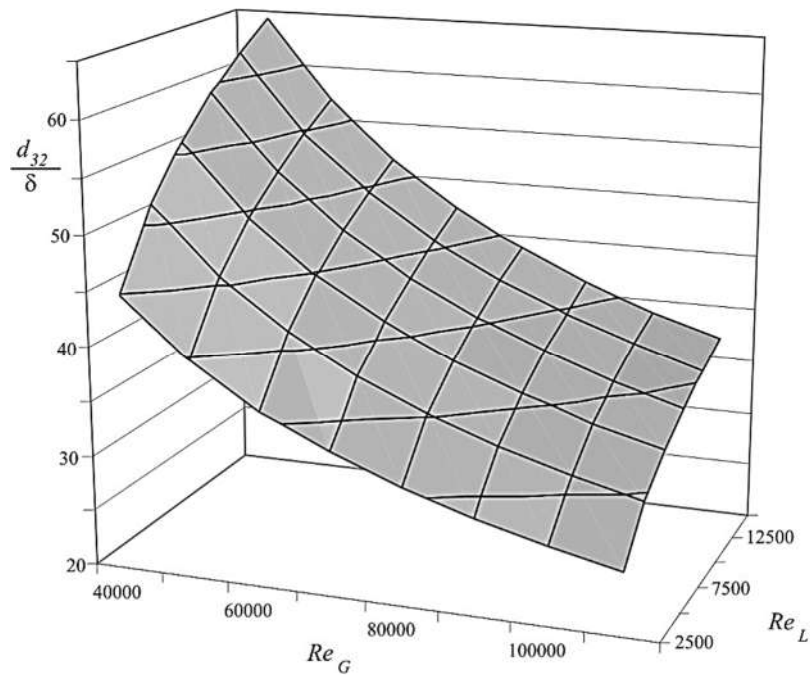
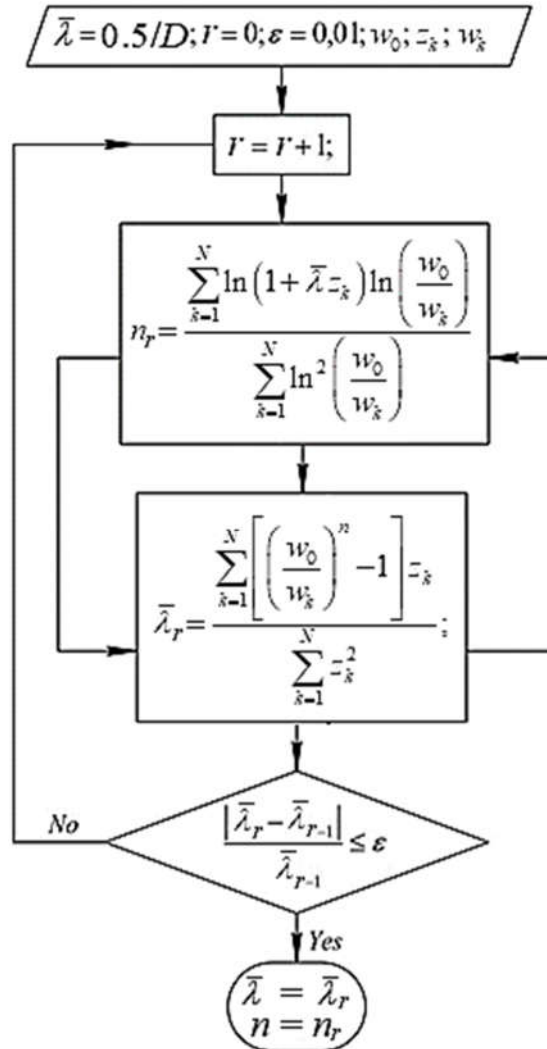


Рисунок Х.5 – Залежність між безрозмірним діаметром Саутера $d_{32,r}$ і числами Рейнольдса Re_G, Re_L

ДОДАТОК Ц

Блок-схема ітераційної процедури для визначення параметрів процесу пневмокласифікації



ДОДАТОК Ш

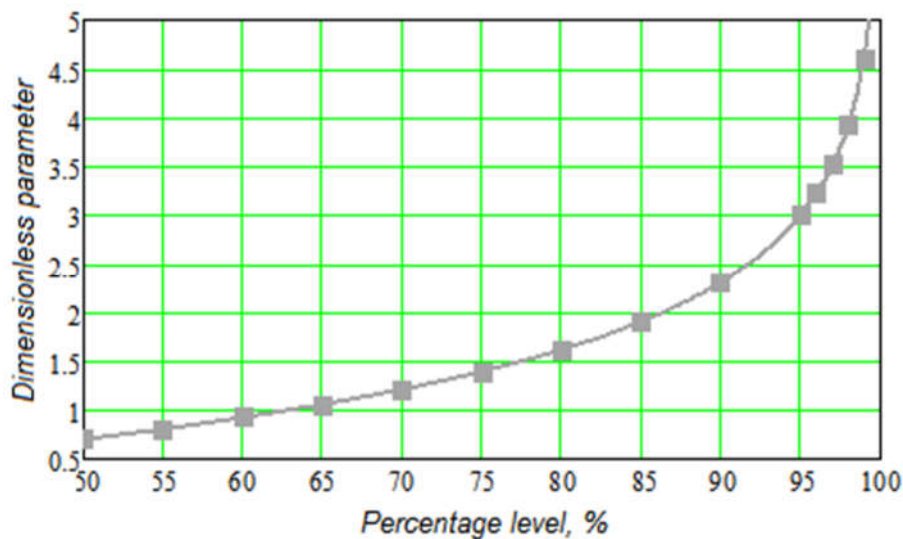
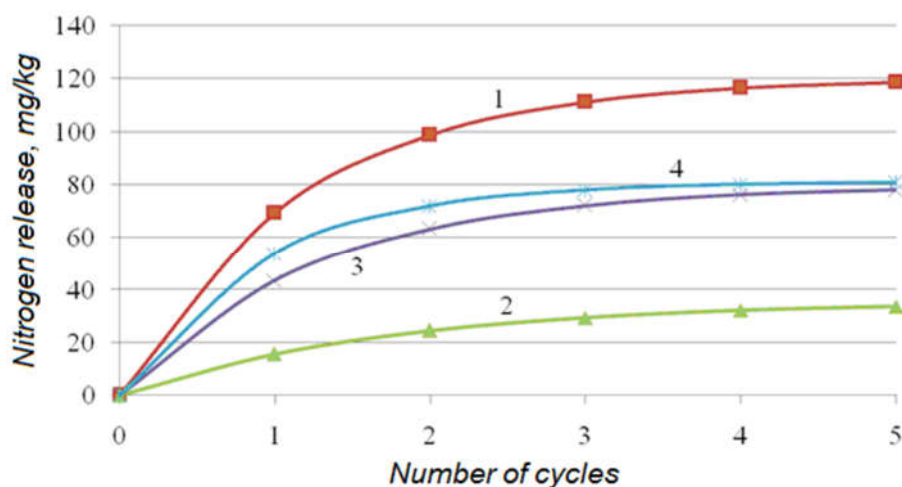
Оцінювання параметрів математичної моделі процесу вимивання
поживних речовин

Рисунок Ш.1 – Уніфікована крива оцінювання швидкості розчинення

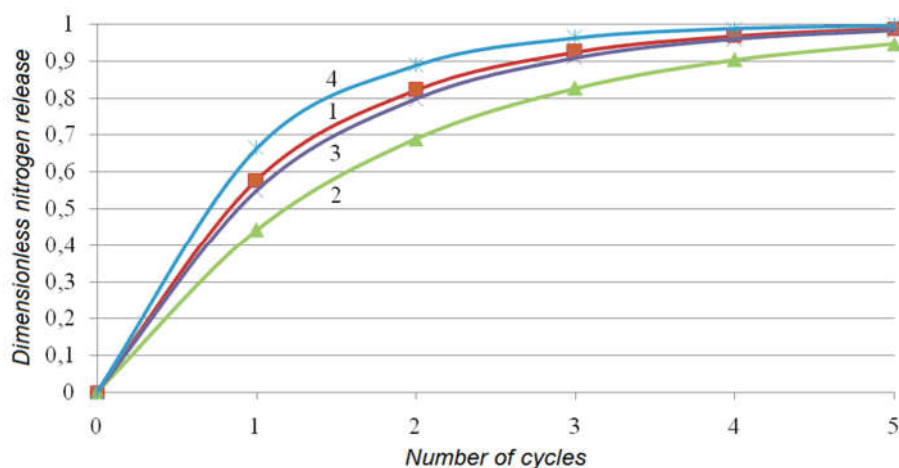
Таблиця Ш.1 – Параметр β для оцінювання швидкості розчинення

Ступінь розчинення, %	Параметр β	Ступінь розчинення, %	Параметр β
50	0,69	85	1,90
55	0,80	90	2,30
60	0,92	95	3,00
65	1,05	96	3,22
70	1,20	97	3,51
75	1,39	98	3,91
80	1,61	99	4,61



1 – карбамід; 2 – сечовина, покрита суперфосфатом, пластифікатор – гумат кальцію; 3 – карбамід, покритий суперфосфатом і зеолітом, пластифікатор – гумат кальцію; 4 – карбамід, покритий суперфосфатом і зеолітом, пластифікатор – 50 % розчин сечовини і гумату кальцію

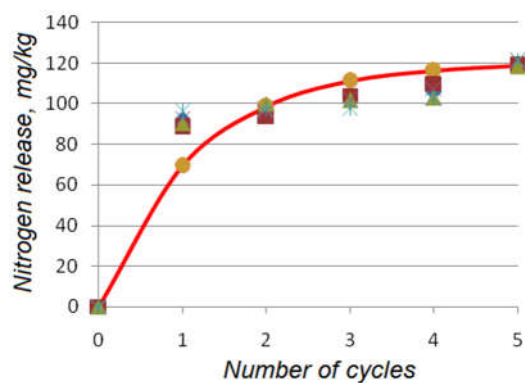
Рисунок Ш.2 – Апроксимаційна крива вивільнення азотних добрив з ґрунту



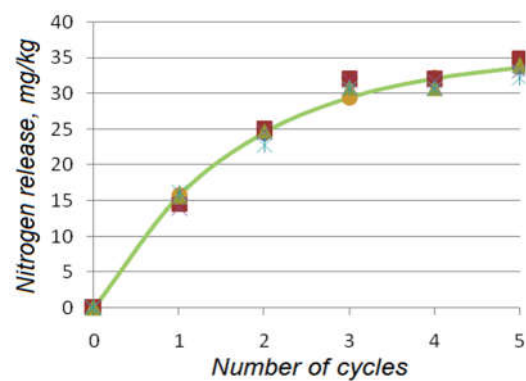
1 – карбамід; 2 – сечовина, покрита суперфосфатом, пластифікатор – гумат кальцію; 3 – карбамід, покритий суперфосфатом і зеолітом, пластифікатор – гумат кальцію; 4 – карбамід, покритий суперфосфатом і зеолітом, пластифікатор – 50 % розчин сечовини і гумату кальцію

Рисунок Ш.3 – Універсальні криві вивільнення азотних добрив з ґрунту

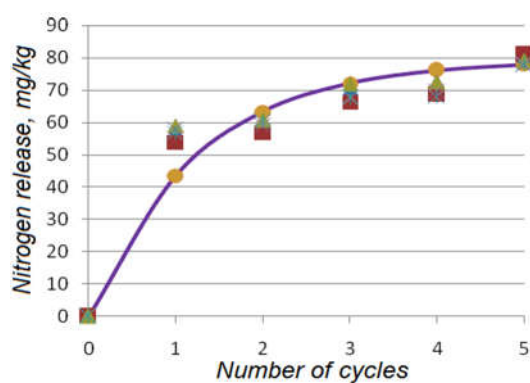
Продовження додатку Ш



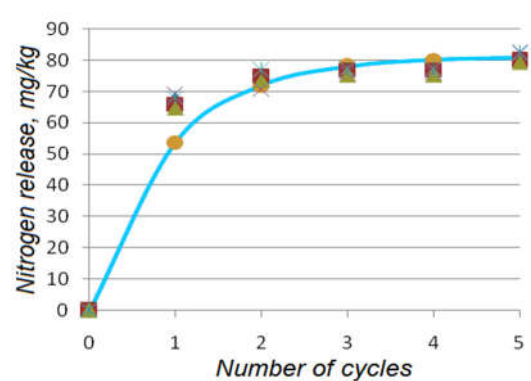
а



б



в



г

а – карбамід; б – сечовина, покрита суперфосфатом, пластифікатор – гумат кальцію; в – карбамід, покритий суперфосфатом і зеолітом, пластифікатор – гумат кальцію; г – карбамід, покритий суперфосфатом і зеолітом, пластифікатор – 50 % розчин сечовини і гумату кальцію

Рисунок Ш.4 – Вивільнення азотних добрив з ґрунту

ДОДАТОК Щ

Дослідження дисперсного складу крапель аерозолі у процесі розпилення рідини з поверхнево-активними полімерними домішками

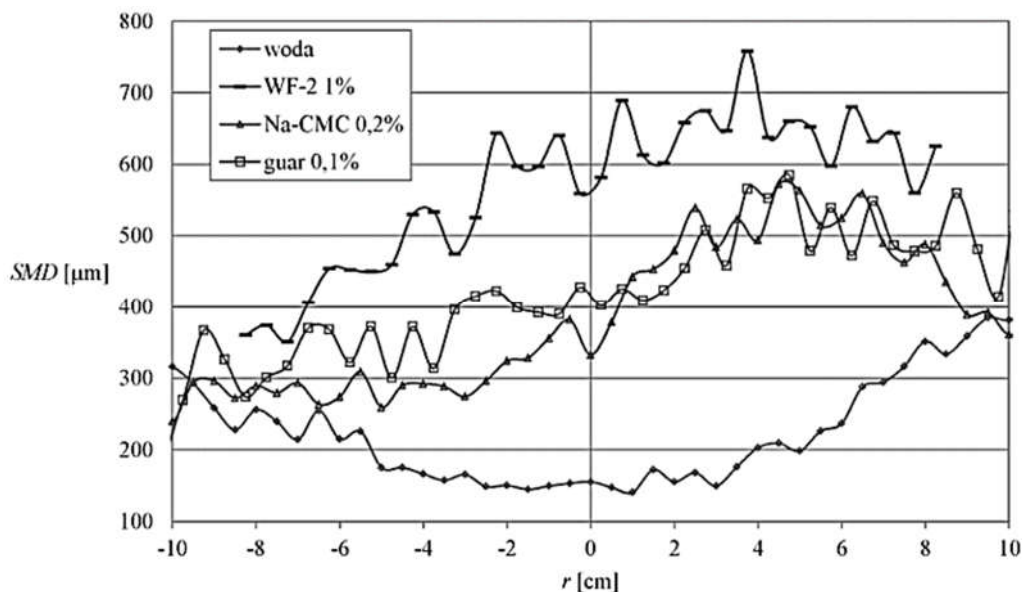


Рисунок Щ.1 – Радіальний розподіл значень середнього діаметра крапель у потоці рідини при об'ємних витратах газу $1,94 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$ і рідини $8,33 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3/\text{с}$

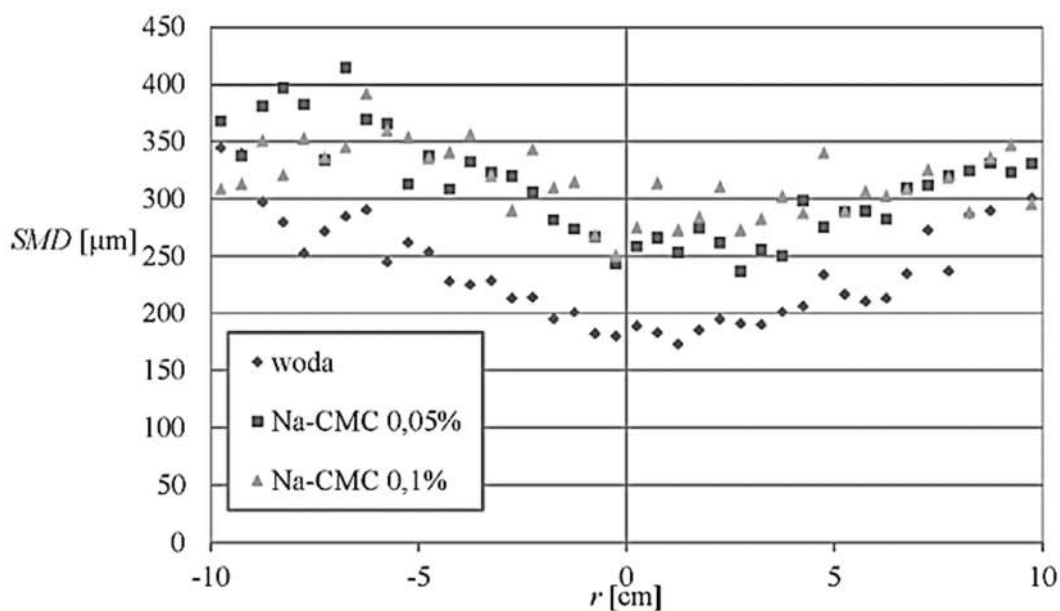


Рисунок Щ.2 – Розподіл середнього діаметра крапель у потоці рідини для різних концентрацій полімерної домішки

ДОДАТОК Ю

Аналіз модульних сепараційних пристроїв (МСП)

Таблиця Ю.1 – Характеристики досліджуваних МСП

Тип МСП	Фактори негативного впливу	Сепаратори, в які доцільно встановлювати МСП	Характеристика потоку на виході з МСП	МСП для оптимального компонування
1	2	3	4	5
1. Вхідні МСП				
1.1. Шнековий	нерівномірний розподіл швидкості рідинного потоку	– горизонтальні газосепаратори; – багатофазні горизонтальні розділювачі	– газовий потік з дисперсними частками рідини; – дегазована емульсія	– інерційно-фільтруючі жалюзійні блоки; – пакети сепараційних елементів
1.2. Зливні полички	значний час стікання рідини по поличкам	– горизонтальні газосепаратори; – багатофазні горизонтальні розділювачі	– газовий потік з дисперсними частками рідини; – дегазована емульсія	– необхідний вільний об'єм апарата; – насадкові жалюзійні блоки; – вібраційно-інерційні сепараційні пристрої
1.3. Вхідний жалюзійний розподілювач	нерівномірний розподіл швидкості газового потоку по сепаратору	– вертикальні газосепаратори; – горизонтальні газосепаратори	– очищений газ з дрібнодисперсними частками рідини; – відділена рідина	– вібраційно-інерційні сепараційні пристрої; – пакети сепараційних елементів

Продовження таблиці Ю.1

1	2	3	4	5
1.4. Конусний МСП (встановлюється перед сепаратором)	перепади тиску	– горизонтальні газосепаратори; – вертикальні газосепаратори	газовий потік з дисперсними частками рідини	вхідний жалюзійний розподільувач
2. Основні МСП				
2.1. Насадкові жалюзійні блоки	перенаправлення потоків емульсії	– деемульсатори; – багатофазні горизонтальні сепаратори; – підігрівачі-деемульсатори	– відділена вода; – очищена нафта	необхідний вільний об'єм апарату
2.2. Інерційно-фільтруючі жалюзійні блоки	– вторинне бризковинесення; – вихід на пробкові режими роботи	горизонтальні газосепаратори	очищений газовий потік з дрібнодисперсними частками рідини	– динамічний сепараційний елемент з чотирма входами; – пакети динамічних сепараційних елементів
2.3. Вібраційно-інерційні сепараційні пристрої	коливання тиску на виході	багатофазні багатофункціональні сепаратори	очищений газовий потік з дрібнодисперсними частками коагульованої рідини	– необхідний вільний об'єм апарату; – пакети динамічних сепараційних елементів

Продовження таблиці Ю.1

1	2	3	4	5
3. Вихідні МСП				
3.1. Пакети динамічних сепараційних елементів	– коливання тиску на виході; – флатер; – коливання відбійних елементів на частоті подрібнення часток	багатофазні багатофункціональні сепаратори	очищений газовий потік	–
3.2. Динамічний сепараційний елемент з чотирма входами	Можливі коливання тиску на виході, втрата стійкості, та як наслідок коливання відбійний елементів на частоті подрібнення дисперсних часток	– вертикальні газосепаратори; – горизонтальні газосепаратори; – бензосепаратори; – підігрівачі-демульсатори	очищений газовий потік	–

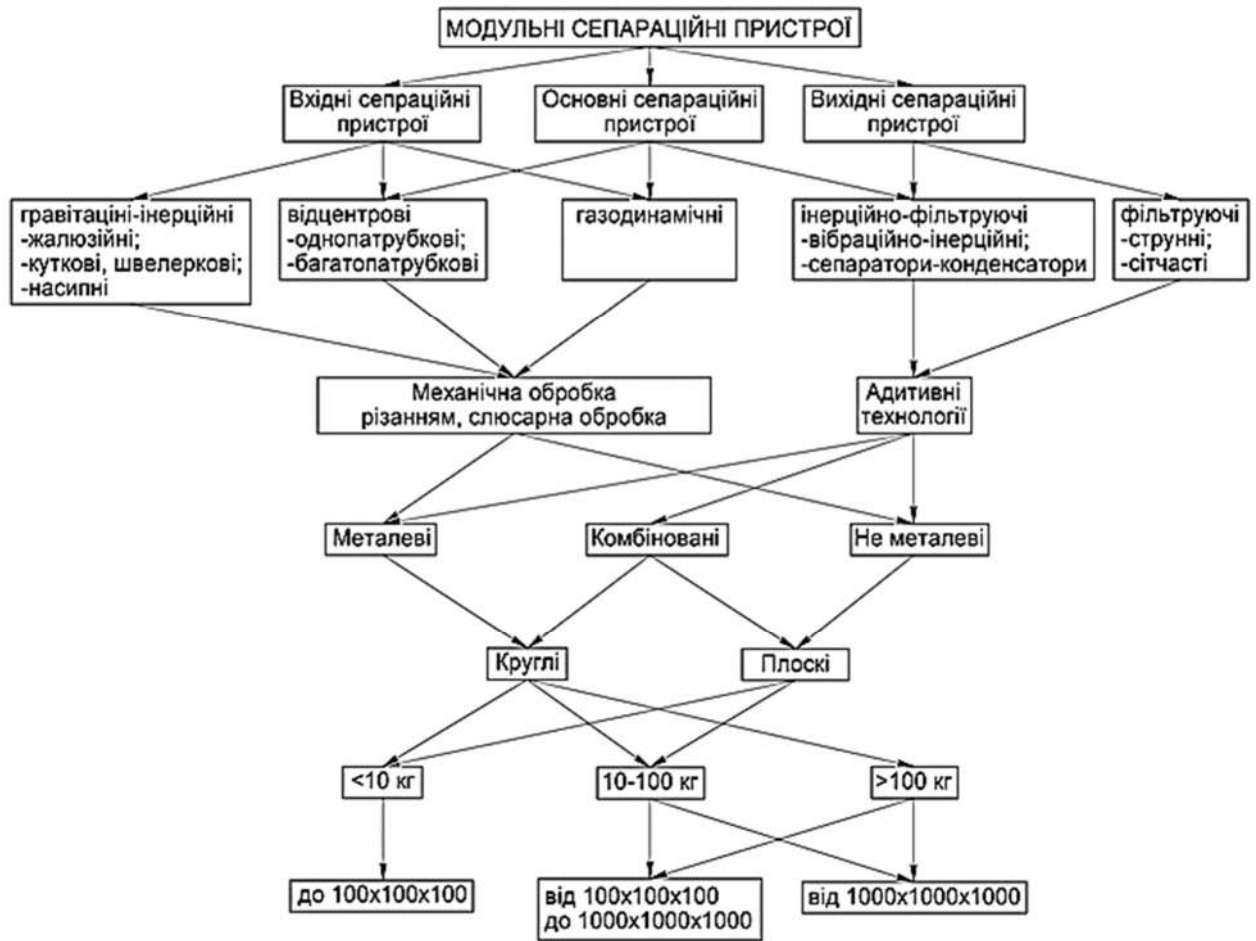


Рисунок Ю.1 – Характеристики конструкторсько-технологічної класифікації модульних сепараційних пристроїв

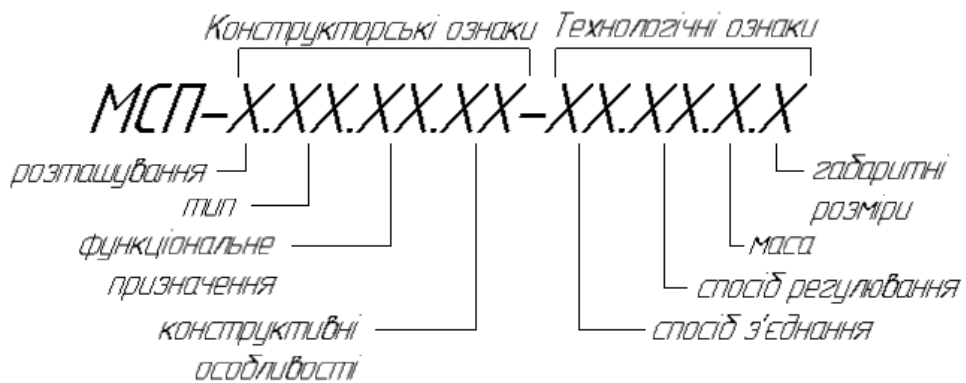


Рисунок Ю.2 – Конструкторсько-технологічна класифікація модульних сепараційних пристроїв

ДОДАТОК Я

Нові енергоефективні пристрої сепарації високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку, захищені патентами України на корисну модель

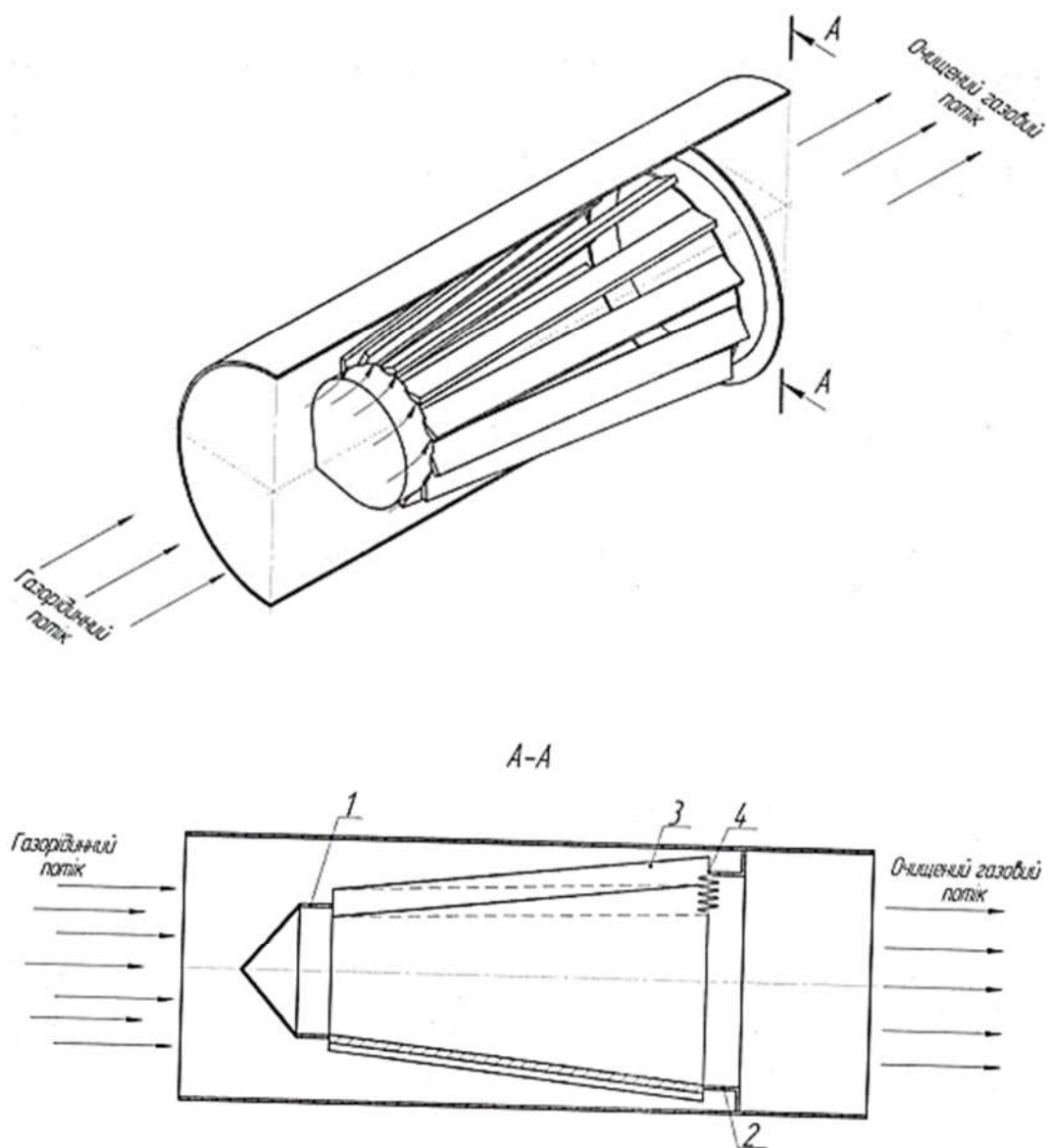


Рисунок Я.1 – Пристрій для сепарації дисперсної рідини з газового потоку

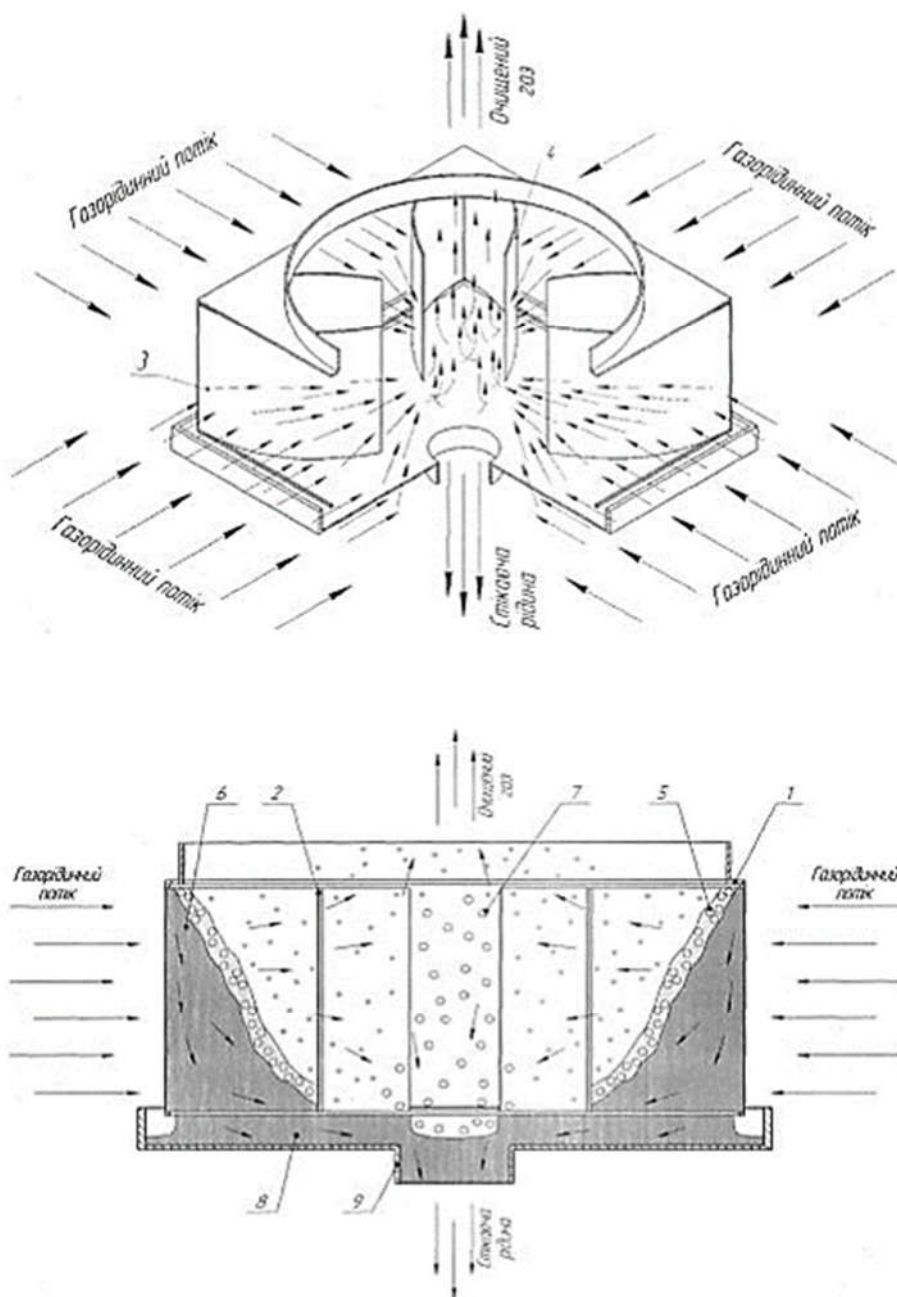


Рисунок Я.2 – Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку

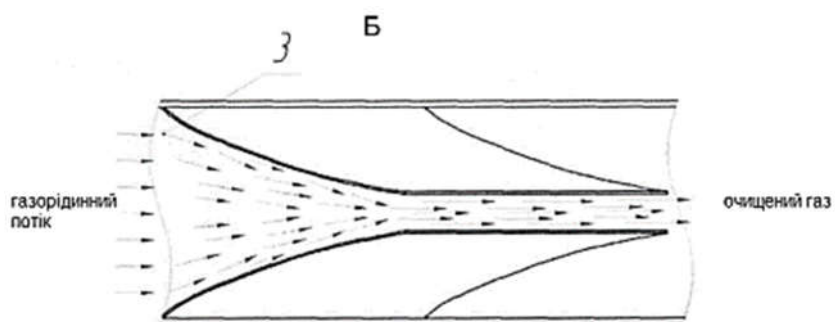
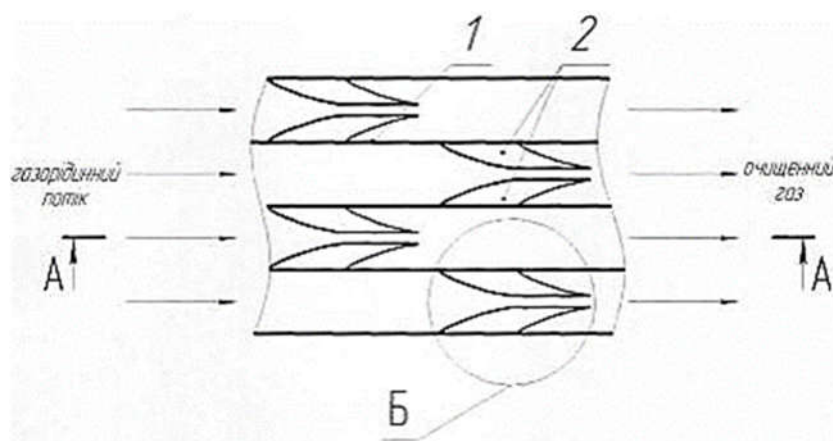


Рисунок Я.3 – Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідинного потоку

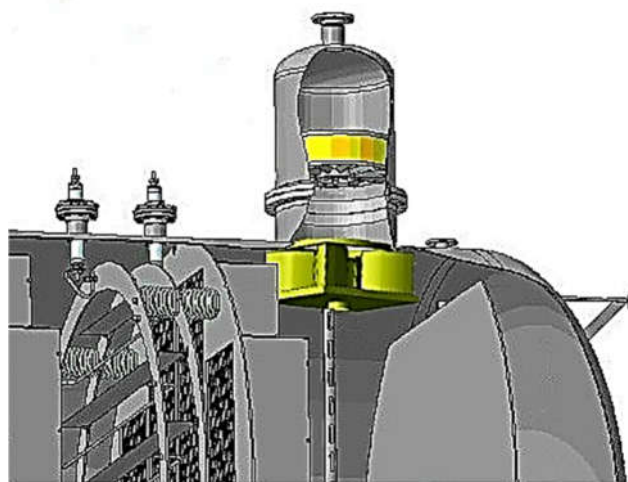
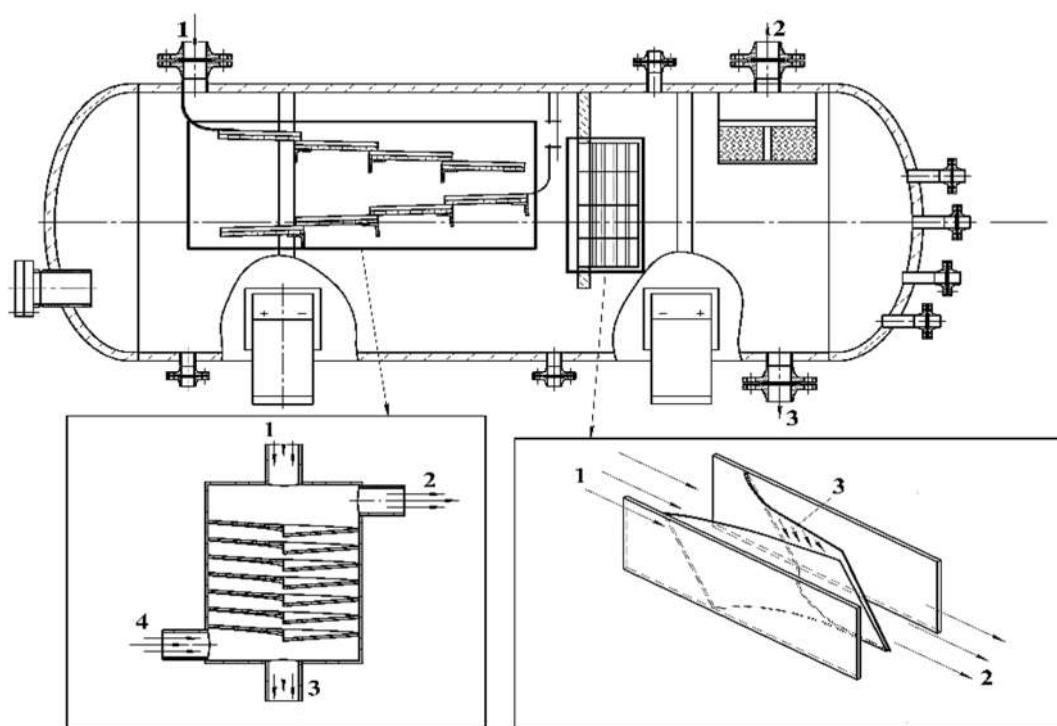


Рисунок Я.4 – Розташування модульних динамічних сепараційних пристроїв в апаратах типу “Heater-Treater”



1 – газорідний потік;

2 – очищений газ, 3 – відділена рідина, 4 – віддувочний газ

Рисунок Я.5 – Конструкція горизонтального трифазного розділювача та запропоновані модульні сепараційні елементи



ДЕРЖАВНА СЛУЖБА
ІНТЕЛЕКТУАЛЬНОЇ
ВЛАСНОСТІ
УКРАЇНИ

УКРАЇНА

(19) **UA** (11) **102445** (13) **U**
(51) МПК
B01D 45/04 (2006.01)

(12) ОПИС ДО ПАТЕНТУ НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

<p>(21) Номер заявки: u 2015 05124</p> <p>(22) Дата подання заявки: 25.05.2015</p> <p>(24) Дата, з якої є чинними права на корисну модель: 26.10.2015</p> <p>(46) Публікація відомостей про видачу патенту: 26.10.2015, Бюл.№ 20</p>	<p>(72) Винахідник(и): Ляпощенко Олександр Олександрович (UA), Павленко Іван Володимирович (UA), Настенко Ольга Вікторівна (UA), Усик Руслан Юрійович (UA), Дем'яненко Марина Миколаївна (UA)</p> <p>(73) Власник(и): СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ, вул. Римського-Корсакова, 2, м. Суми, 40007 (UA)</p>
--	--

(54) СПОСІБ ВЛОВЛЮВАННЯ ВИСОКОДИСПЕРСНОЇ КРАПЛИННОЇ РІДИНИ З ГАЗОРІДИННОГО ПОТОКУ

(57) Реферат:

Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку включає подачу газорідного потоку в сепараційний пакет з пластин, відхилення траєкторії руху краплин рідини під дією сил інерції від скривленої лінії струму газорідного потоку, що огинає пластини, осадження краплин на внутрішній поверхні пластин, наступну їх коагуляцію з утворенням плівки рідини, відведення з сепараційної зони плівки вловленої рідини, яка стікає вздовж поверхні пластин. Подачу газорідного потоку здійснюють в сепараційний пакет з плоско-паралельних скошених під гострим кутом пружних пластин, консольно-закріплених під гострим кутом до траєкторії руху газорідного потоку з можливістю вигинання їх у формі похилого параболічного півциліндра під дією динамічного тиску (швидкісного напору) потоку та внутрішніх напружень, що виникають в пластинах.

UA 102445 U



ДЕРЖАВНА СЛУЖБА
ІНТЕЛЕКТУАЛЬНОЇ
ВЛАСНОСТІ
УКРАЇНИ

УКРАЇНА

(19) **UA** (11) **111039** (13) **U**
(51) МПК (2016.01)
B01D 45/00

(12) ОПИС ДО ПАТЕНТУ НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

<p>(21) Номер заявки: u 2016 05061</p> <p>(22) Дата подання заявки: 06.05.2016</p> <p>(24) Дата, з якої є чинними права на корисну модель: 25.10.2016</p> <p>(46) Публікація відомостей про видачу патенту: 25.10.2016, Бюл.№ 20</p>	<p>(72) Винахідник(и): Ляпощенко Олександр Олександрович (UA), Настенко Ольга Вікторівна (UA), Павленко Іван Володимирович (UA), Дем'яненко Марина Миколаївна (UA), Старинський Олександр Євгенович (UA)</p> <p>(73) Власник(и): СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ, вул. Римського-Корсакова, 2, м. Суми, 40007 (UA)</p>
--	---

(54) СПОСІБ ВЛОВЛЮВАННЯ ВИСОКОДИСПЕРСНОЇ КРАПЛИННОЇ РІДИНИ З ГАЗОРІДИННОГО ПОТОКУ**(57) Реферат:**

Спосіб вловлювання високодисперсної краплинної рідини з газорідного потоку включає подачу газорідного потоку в сепараційний блок з пружними пластинами, що вигинаються у формі параболічного півциліндра під дією динамічного тиску та внутрішніх напружень, які виникають в пластинах, відхилення траєкторії руху краплин рідини під дією сил інерції від скривленої лінії струму газорідного потоку, що огинає пластили, осадження краплин на внутрішній поверхні пластин, наступну їх коагуляцію з утворенням плівки рідини та відведення з сепараційного блока плівки вловленої рідини, яка стікає по поверхні пластин. Подачу газорідного потоку до сепараційного блока з пружними пластинами, встановленими під прямим кутом до траєкторії руху газорідного потоку, здійснюють із чотирьох взаємно перпендикулярних його сторін. Укрупнюють краплини, які минули пружні пластили, за рахунок їх коалесценції в результаті зіткнення струменів газорідних потоків в сепараційному блоці та осаджують на дно блока. Вловлену рідину відводять з нього через дренаж, розташований посередині дна.

UA 111039 U



МІНІСТЕРСТВО
ЕКОНОМІЧНОГО
РОЗВИТКУ І ТОРГІВЛІ
УКРАЇНИ

УКРАЇНА

(19) **UA** (11) **130464** (13) **U**
(51) МПК
B01D 45/04 (2006.01)

(12) ОПИС ДО ПАТЕНТУ НА КОРИСНУ МОДЕЛЬ

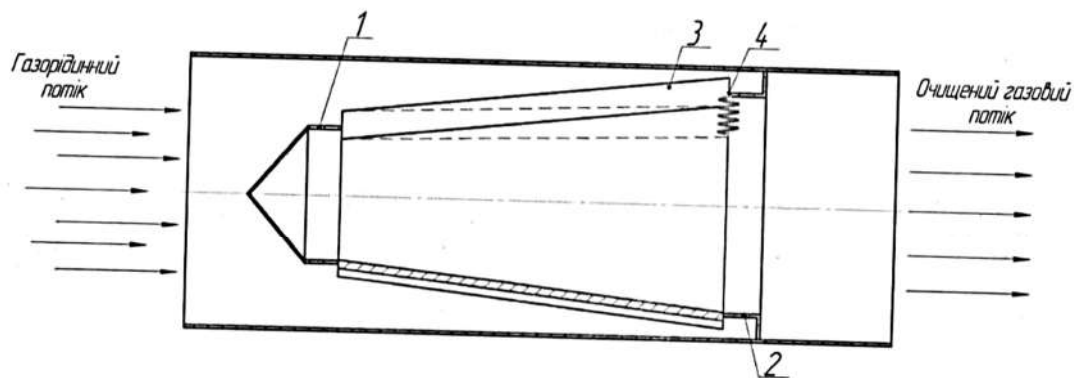
(21) Номер заявки: u 2018 06182	(72) Винахідник(и): Ляпощенко Олександр Олександрович (UA), Павленко Іван Володимирович (UA), Дем'яненко Марина Миколаївна (UA), Старинський Олександр Євгенович (UA), Ковтун Валерій Віталійович (UA)
(22) Дата подання заявки: 04.06.2018	(73) Власник(и): СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ , вул. Римського-Корсакова, 2, м. Суми, 40007 (UA)
(24) Дата, з якої є чинними права на корисну модель: 10.12.2018	
(46) Публікація відомостей про видачу патенту: 10.12.2018, Бюл.№ 23	

(54) ПРИСТРІЙ ДЛЯ СЕПАРАЦІЇ ДИСПЕРСНОЇ РІДИНИ З ГАЗОВОГО ПОТОКУ

(57) Реферат:

Пристрій для сепарації дисперсної рідини з газового потоку, що містить конусний корпус, який складається з обтікаючого елемента на вході потоку в корпус та кільця жорсткості на виході потоку з корпусу, які з'єднані між собою повздовжніми лопатками, закріпленими на них по діаметру під кутом. Лопатки на обтікаючому елементі закріплені жорстко, а на кільці жорсткості - на пружних елементах, з можливістю вигинання лопаток під дією динамічного тиску.

A-A



Фіг. 2

U
UA 130464 U

ДОДАТОК АА

Визначення ефективності гідромеханічних і тепломасообмінних процесів

Основні етапи розрахунку сепараційного пристрою:

- 1) задання розмірів елемента $L \times H$;
- 2) задання граничної концентрації c^* , а також концентрації дисперсної фази на вході в сепараційний пристрій та на виході з нього (відповідно c_0 та c_N);
- 3) експериментальне визначення зміни концентрації дисперсної фази $\Delta c = (c_0 - c_1)$ у межах однієї секції;
- 4) визначення середньої швидкості w на поверхні розділення фаз (за наявності достовірної математичної моделі – аналітично; за наявності достовірної числової моделі – засобами числового моделювання; у інших випадках – експериментально);
- 5) визначення коефіцієнта k_c за формулою (7.3.11);
- 6) визначення мінімальної кількості секцій N_{min} за формулою (7.3.8) або (7.3.9) залежно від значення граничної концентрації;
- 7) обрання необхідної кількості секцій з умови $N \geq N_{min}$;
- 8) перерахунок концентрації дисперсної фази на виході з сепараційного пристрою з формулою (7.3.7).

Послідовність дослідження ефективності гідромеханічних
і тепломасообмінних процесів:

1) створення методики проведення віртуального експерименту з визначення параметра ефективності у залежності від масиву m параметрів:

1.1) формування таблиці вхідних даних для діапазону зміни параметрів, що впливають на ефективність;

1.2) генерування масиву експериментальних даних як вибірку достатньо великої кількості n випадкових наборів вхідних параметрів:

1.2.1) створення підпрограми визначення загальної кількості кожного вхідного параметра;

1.2.2) генерування набору n комбінацій значень m вхідних параметрів із наперед заданою відносною похибкою δ ;

1.2.3) розрахунок n значень параметра ефективності як результату проведення віртуального експерименту;

1.2.4) визначення максимальних значень кожного вхідного параметра ефективності u ;

2) застосування засобів штучного інтелекту для ідентифікації параметрів математичної моделі за даними експериментальних досліджень:

2.1) нормування вхідних і вихідних параметрів;

2.2) створення штучної нейронної мережі та налаштування її параметрів;

2.3) навчання штучної нейронної мережі за масивом нормованих даних експериментальних досліджень;

2.4) визначення точності оцінювання значення ефективності для довільного набору вхідних параметрів;

3) створення достовірної узагальненої математичної моделі оцінювання $(m + 1)$ параметрів, що визначають ефективність процесу, із застосуванням багатопараметричного квазілінійного регресійного аналізу:

3.1) створення матричного співвідношення для визначення ефективності процесу за даними експериментальних досліджень;

3.2) формування матриці жорсткості та вектор-стовпця зовнішнього впливу:

3.2.1) формування субвектор-стовпців зовнішнього впливу і локальних параметрів жорсткості;

3.2.2) формування субматриці жорсткості;

3.2.3) глобалізація субматриці та субвекторів-стовпців до загальної матриці жорсткості;

3.3) застосування методу оберненої матриці для оцінювання $(m + 1)$ невідомих параметрів;

3.4) формування співвідношення для розрахунку ефективності процесу за визначеними коефіцієнтом і показниками степенів та порівняння отриманої залежності з емпіричною формулою;

3.5) визначення відносних похибок оцінювання невідомих коефіцієнтів регресійної моделі;

3.6) оцінювання сумарної похибки визначення ефективності процесу.

Програмний код реалізації процедури оцінювання ефективності
гідромеханічних і тепломасообмінних процесів

```

i := 1..cols(M0)          M := augment(M, ceil(Pz))  j := 1..cols(M) - 1
s_max := sign(M0^j)      k := 1..n              k := 1..cols(M) - 1
j := | for i ∈ 1..cols(M0)  i := 1..cols(M0)  P0 := ∑_{i=1}^{rows(M)} ln[(M^{cols(M)})_i]
      | j^j ← 0              Max_i := max[(M0^j)]
      | for i ∈ 1..cols(M0)  Max_{cols(M0)+1} := Pz_max  P_k := ∑_{i=1}^{rows(M)} [ln[(M^{cols(M)})_i] · ln[(M^{k})_i]]
      |   for r ∈ 1..rows(M0)  i := 1..cols(M0) + 1  SS_k := ∑_{i=1}^{rows(M)} ln[(M^{k})_i]
      |     j^j ← j^j + (s_max)_r
      | j
M := | for i ∈ 1..cols(M0)  N_max := M^j / Max_i
      | M^j ← 0
      | for k ∈ 1..n
      |   for m ∈ 1..cols(M0)  i := 1..cols(M) - 1
      |     | i_{1,m} ← ceil(md(1) · j_{1,m})
      |     | a_{1,m} ← M0_{i_{1,m},m}  δ_{β_i} := |β_i / β_{0_i} - 1| · 100
      |     | M ← stack(M, a)
      |     | M ← submatrix(M, 2, n + 1, 1, 8)
      |     C_{j,k} := ∑_{i=1}^{rows(M)} [ln[(M^{j})_i] · ln[(M^{k})_i]]
      |     Y := stack(P0, P)
      |     C_max := stack(augment(n, SS^T), augment(SS, D))
      |     X := C^{-1} · Y
      |     α := e^{X_1}
      |     β := submatrix(X, 2, cols(M), 1, 1)
      |
      | δ_{y_i} := √[δ_α^2 + ∑_{k=1}^{cols(M0)} [(β_k · ln[(M^{k})_i] · δ_{β_k})^2]

```

ДОДАТОК АБ

Затвердження наукового консультанта і теми дисертаційного дослідження

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ****ВИТЯГ
з протоколу № 6
засідання вченої ради університету**

від 15 листопада 2018 року

СЛУХАЛИ: Про затвердження тем дисертацій на здобуття ступеня доктора наук

ПОСТАНОВИЛИ: 1. Затвердити тему дисертації на здобуття ступеня доктора наук зі спеціальності 05.17.08 – процеси та обладнання хімічної технології «Вторинні процеси сепарації багатокомпонентних гетерогенних систем» Павленку Івану Володимировичу.
2. Призначити д.т.н., професора Склабінського Всеволода Івановича науковим консультантом докторської дисертації Павленка Івана Володимировича.

Голова вченої ради



Секретар

А.В. Васильєв

А.І. Рубан

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
СУМСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ УНІВЕРСИТЕТ**

**ВИТЯГ
з протоколу № 10
засідання вченої ради університету**

від 19 березня 2020 року

СЛУХАЛИ: Про уточнення теми докторської дисертації

ПОСТАНОВИЛИ: Затвердити тему докторської дисертації Павленка Івана Володимировича «Науково-теоретичні основи вібраційних процесів у гетерогенних системах» замість попередньої «Вторинні процеси сепарації багатокomпонентних гетерогенних систем».

Голова вченої ради



А.В. Васильєв

Секретар

А.І. Рубан

ДОДАТОК АВ

Акти впровадження результатів наукових досліджень, сертифікати, довідки



ЗАТВЕРДЖУЮ
Директор
ТОВ «ПРОМ-ЕНЕРГО ПРОДУКТ»



Махновець В.П.

15.11.2019 р

АКТ

ПРО ВПРОВАДЖЕННЯ (ВИКОРИСТАННЯ) РЕЗУЛЬТАТІВ
НАУКОВО-ДОСЛІДНОЇ РОБОТИ

ТДПУПГ Васищівського ГКР

15.11.19

Комісія в складі:**Голова Комісії:**

Головний технолог – Нащочич В.Д.

члени Комісії:

Головний механік – Добровольський І.В.

Головний енергетик – Дмитрієв О.В.

Начальник відділу охорони праці,

навколишнього середовища та цивільного захисту - В.Ф. Побірей

склали даний акт про те, що результати науково-дослідної роботи (НДР) ДР №0117U003931 «Розробка та впровадження енергоефективних модульних сепараційних пристроїв для нафтогазового та очисного обладнання» (науковий керівник – доктор технічних наук, професор, головний науковий співробітник Ляпощенко О.О.) використані в виробничій діяльності ТОВ «ПРОМ-ЕНЕРГО ПРОДУКТ». Отримані наукові результати та практичні рекомендації представляють високу науково-практичну цінність, мають перспективи до впровадження в технологіях промислового видобутку, підготовки до транспортування та переробки нафти і газу.

Результати використані при наданні науково-консультаційних послуг з підготовки фахівців ТОВ «ПРОМ-ЕНЕРГО ПРОДУКТ» за темою «Теоретичні основи процесів стиснення, теплообміну і сепарації в поршневіх компресорних машинах та установках» (договір №51.18-20196.СП/03 від 23 жовтня 2019 р. на надання наукових послуг, замовник - ТОВ «ПРОМ-ЕНЕРГО ПРОДУКТ», виконавець - Сумський державний університет, факультет технічних систем та енергоефективних технологій, кафедра процесів та обладнання хімічних і нафтопереробних виробництв, науково-навчальний центр комплексного інжинірингу «SSUChemTech», науковий керівник – доктор технічних наук, професор, головний науковий співробітник Ляпощенко О.О.).

Голова Комісії:

Головний технолог

В.Д. Нащочич

члени Комісії:

Головний механік

І.В. Добровольський

Головний енергетик

О.В. Дмитрієв

Начальник відділу охорони праці,

навколишнього середовища та цивільного захисту

В.Ф. Побірей

Міністерство освіти і науки України
Сумський державний університет (СумДУ)

ЗАТВЕРДЖУЮ
Перший проректор СумДУ

В.Д. Карпуша

«21» жовтня 2015 р.

АКТ

м. Суми

«21» жовтня 2015 р.

Про впровадження результатів
НДДКР у навчальний процес

Комісія у складі: голова комісії – проректор з наукової роботи СумДУ, д.ф.-м.н., проф. Черноус А.М.; члени комісії – зав. кафедри процесів та обладнання хімічних і нафтопереробних виробництв (ПОХНВ) СумДУ, д.т.н., проф. Склабінський В.І.; в.о. зав. кафедри загальної механіки і динаміки машин (ЗМіДМ) СумДУ, к.т.н., доц. Загорулько А.В.; к.т.н., доц. кафедри ПОХНВ СумДУ Ляпощенко О.О. склали даний акт про те, що результати НДР за темою «Гідродинамічні показники двофазних потоків тепломасообмінного, грануляційного та сепараційного обладнання» (держ. реєстрація №0115U002551, замовник – МОН України, виконавець – СумДУ, кафедра ПОХНВ, науковий керівник – д.т.н. Склабінський В.І.) та ДКР за темою «Розробка підігрівача-деемальсатора типу «HEATER-TREATER» установки підготовки нафти» (госдоговір №51.18-04.15.СП, замовники – Група «ЛУКОЙЛ», ПАТ «Укрхімпроект», генпроектувальник – ТюменьНІПнафта, виконавець – СумДУ, кафедра ПОХНВ, науковий керівник – к.т.н. Ляпощенко О.О.) у 2014-2015 рр. впроваджені у навчальний процес:

1. Розроблено та виготовлено дослідно-демонстраційний експериментальний стенд, який використано бакалаврами, магістрантами та аспірантами (Настенко О.В., Сердюк О.А., Усик Р.Ю., Дем'яненко М.М., Старинський О.Є., Люшніченко М.П.) кафедри ПОХНВ СумДУ для моделювання та експериментальних досліджень процесів сепарації газорідних потоків, оптимізації конструкцій та випробувань сепараційних вузлів газосепараторів та фазних розділювачів.

2. Результати НДР використано при підготовці в співавторстві між представниками кафедри ПОХНВ СумДУ (проф. Склабінський В.І., доц. Артюхов А.Є., доц. Ляпощенко О.О.) та кафедри нафтогазового обладнання Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу, ІФНТУНГ (доц. Лівак І.Д., асист. Шостаківський І.І.) відкритого масового онлайн-курсу (Massive open online courses, MOOC, режим доступу: <http://ocw.sumdu.edu.ua/content/756>) «Обладнання газо- та нафтопереробних виробництв» та однойменного навчального посібника, які опубліковано у 2014 та 2015 р. відповідно.

3. Винайдено нові способи сепарації та конструкції сепараційних пристроїв, на які отримано три патенти на корисну модель.

4. За напрямком наукової роботи в рамках підготовки бакалаврів та магістрів під науковим керівництвом к.т.н., доцента кафедри ПОХНВ СумДУ Ляпощенко О.О., к.т.н., ст. викладача кафедри ЗМіДМ СумДУ Павленка І.В.; докторанта Познанського політехнічного університету (Республіка Польща) Настенко О.В. до участі у Всеукраїнському конкурсі студентських наукових робіт у галузі «Нафтова та газова промисловість» впродовж 2014-2015 рр. підготовлено три студентські наукові роботи (Сердюк О.А., Усик Р.Ю., Дем'яненко М.М., Старинський О.Є.), дві з яких відмічено дипломами I ступеня у номінаціях «обладнання нафтогазової галузі» та «нафтогазова інженерія», а студенти-автори (Сердюк О.А., Усик Р.Ю., Дем'яненко М.М.) є переможцями II туру конкурсів 2013/2014 та 2014/2015 н.р.

5. Під науковим керівництвом к.т.н. Ляпощенко О.О., к.т.н. Павленка І.В. у процесі курсового проектування та НДР бакалавр Старинський О.Є., магістранти Усик Р.Ю., Пилипенко А.С. та Дем'яненко М.М. виступали як відповідальні виконавці виконуваних робіт та активно приймали участь в розробці окремих розділів ескізного проекту дослідно-промислового зразка блочного горизонтального нафтогазоводорозділювача з прямим підігрівом (НГВРП) типу «HEATER-TREATER», що являє собою трифазний сепаратор із вбудованим трубним нагрівачем для дегазації сирої нафти, секціями електростатичної та гідромеханічної коалесценції і відстоювання водонафтової емульсії, а також сепарації попутного нафтового газу.

5. У співавторстві зі студентами опубліковано 7 тез доповідей у матеріалах науково-технічних конференцій за тематикою НДДКР, а також 6 статей у збірниках наукових праць та фахових виданнях.

Акт складений у 2-х примірниках.

Голова комісії:

Члени комісії:

А.М. Черноус

В.І. Склабінський

А.В. Загорулько

О.О. Ляпощенко



Карпуша В.Д.
(прізвище, ініціали)
12 2019 р.

АКТ

впровадження (використання) результатів науково-дослідної роботи (етапу НДР) у навчальний процес

ДР №0117U003931 «Розробка та впровадження енергоефективних модульних
(номер держреєстрації, назва теми, етапу)
сепараційних пристроїв для нафтогазового та очисного обладнання».
Етап 3 - Узагальнення і оцінювання результатів науково-дослідних робіт.

яка виконана в період з січня 2019 р. по грудень 2019 р.

розроблено статичні та динамічні оптимізаційні моделі процесів компримування, сепарації та тепломасообміну в установках промислової підготовки нафти і газу, первинної переробки і газофракціонування з застосуванням інструментальних засобів САЕ-систем термодинамічного моделювання; визначені основні гідродинамічні та сепараційні характеристики, які представляють можливість оцінити гідравлічний опір та прогнозувати розрахункову ефективність сепарації високодисперсних систем в сепараційних пристроях і багатофункціональних модульних сепараторах за результатами фізичних та математичних моделювань; розширено уявлення про теоретичні основи процесів газодинамічної, інерційно-фільтруючої, вібраційно-інерційної сепарації газокраплинних потоків; винайдені нові об'єкти інтелектуальної власності захищені свідоцтвом про реєстрацію авторського права на твір та патентами України на корисну модель.

(назва результату НДР, що впроваджується)

Керівник теми Ляпошенко Олександр Олександрович
(прізвище, ініціали)

Комісія в складі:

Голова комісії: декан факультету ТеСЕТ, к.т.н., проф. Гусак О.Г.
(посада, прізвище, ініціали)

Члени комісії: зав. кафедри ПОХНВ, д.т.н., проф. Склабінський В.І.
(посада, прізвище, ініціали)

гол. наук. співробітник, д.т.н., проф. Ляпошенко О.О.
(посада, прізвище, ініціали)

встановила впровадження в навчальний процес результатів досліджень та місце їх використання²:

1. Результати досліджень були використані при курсовому проектуванні бакалаврів (Голохвост О.О., Самойленко В.О., Скотар А.П., Шаповал М.В., Шматенко В.А.) та магістрантів (Борисова Н.В., Ковтун В.В., Колос В.О.), при підготовці випускних кваліфікаційних робіт магістра (Ковтун В.В., Колос В.О.), а також спільної студентської наукової роботи Ковтуна В.В., Голохвоста О.О. «Оптимізаційне моделювання модульних сепараційних пристроїв багатофазних нафтогазових розділювачів» (наук. керівник – н.с. Старинський О.Є.), яку нагороджено дипломом III ступеня у II турі Всеукраїнського конкурсу студентських наукових робіт 2018/2019 н.р. (галузь «Нафтова та газова промисловість»). У співавторстві зі студентами опубліковано 1 статтю у фаховому виданні України, 2 тези доповідей у матеріалах науково-технічних конференцій, отримано 4 патенти та подано 2 заявки на патенти України на корисну модель.

2. Виконавцями НДР (д.т.н., г.н.с. Ляпощенко О.О., д.т.н., с.н.с. Іванов В.О., к.т.н., с.н.с. Павленко І.В., н.с. Дем'яненко М.М., н.с. Старинський О.Є.) отримано 6 міжнародних індивідуальних грантів та прийнято участь у закордонних наукових стажуваннях (терміном від 1 тижня до 3 місяців) до Poznan University of Technology та Kielce University of Technology (Республіка Польща), Technical University of Kosice (Словацька Республіка), University of West Bohemia (Чеська Республіка) за програмою Erasmus+ та тематиками індивідуальних грантів («Chemical Engineering and Plant Design», «Identification of Parameters for Technological Equipment Using Artificial Neural Networks», «CFD simulation of the heat and mass transfer processes between liquid and gas phases of the mixture flow inside of the chemical equipment» та інших). За результатами конкурсу Gene Haas Foundation International School отримано та виконується загальноуніверситетський грант Gene Haas Scholarships (15 000 USD, керівник — Іванов В. О., д.т.н., с.н.с. доцент кафедри технологія машинобудування, верстати та інструменти факультету технічних систем та енергоефективних технологій СумДУ). Науковий керівник НДР д.т.н., проф., г.н.с. Ляпощенко О.О. отримав грант від закордонного виробника сепараційного обладнання PFTechnology sp.z o.o. sp. k. і був запрошений як експерт для науково-технічного консультування з конструювання модульних сепараційних пристроїв, а також з метою технічного обстеження дослідного зразка промислової установки переробки твердих відходів методом піролізу EcoHydroCarbon Sp. z o.o. (Республіка Польща). В рамках програми Erasmus+ для бакалаврів Faculty of Mechanical Engineering and Management Poznan University of Technology (Республіка Польща) професором кафедри процесів та обладнання хімічних і нафтопереробних виробництв факультету технічних систем та енергоефективних технологій СумДУ, д.т.н., проф., г.н.с. Ляпощенко О.О. викладено навчальний курс «Chemical Engineering and Plant Design» (8 годин).

3. Результати НДР використано (впроваджено) при наданні наукових послуг за господарчим договором №51.18-20196.СП/03 «Теоретичні основи процесів стиснення, теплообміну і сепарації в поршневих компресорних машинах та установках» (замовник – ТОВ «ПРОМ-ЕНЕРГО ПРОДУКТ», виконавець – СумДУ, науковий керівник – д.т.н., проф., г.н.с. Ляпощенко О.О.; відповідальний виконавець – начальник науково-навчального центру комплексного інжинірингу «SSUChemTech», к.т.н., с.н.с. Скиданенко М.С.; виконавці – д.т.н., с.н.с. Іванов В.О., к.т.н., с.н.с. Павленко І.В., н.с. Дем'яненко М.М., н.с. Старинський О.Є.), в рамках яких проведено навчальний тренінг (28 годин) для керівного складу та провідних фахівців з нафтогазових технологій (у кількості 8 осіб) ПрАТ «Смарт-Холдинг», до яких входили представники керуючої компанії групи Smart Energy, ТОВ «ПРОМ-ЕНЕРГО ПРОДУКТ» та ПрАТ «Укргазвидобуток», а також розроблено та впроваджено відповідний Massive Open Online Courses (MOOC), режим доступу: <https://elearning.sumdu.edu.ua/s/7a-p9d>.

“ 12 ” 12 2019 р.

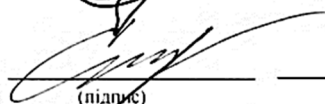
Голова комісії:



О.Г.Гусак


(прізвище, ініціали)

Члени комісії:



В.І.Склябінський

(прізвище, ініціали)



О.О.Ляпощенко

(прізвище, ініціали)



TECHNICAL UNIVERSITY OF KOŠICE
Faculty of Manufacturing Technologies

Dr.h.c. prof. Ing. Jozef Zajac, CSc.
dean

Dean's Office FVT TUKE with a seat in Prešov
Bayerova 1 | 080 01 Prešov | Slovak Republic

Dr. Ivan PAVLENKO, Ph.D.
Associate Professor of the Department
of General Mechanics and Machine Dynamics
Sumy State University,
2 Rymaskogo-Korsakova St.
40007 Sumy
Ukraine

Your ref.

Our ref.

Attended to by/contact
Radchenko/6386

Presov / Date
10. 10. 2019

SUBJECT:
Certificate of Participation

It is my great pleasure to confirm that Dr. Ivan PAVLENKO, Ph.D., Associate Professor of the Department of General Mechanics and Machine Dynamics of Sumy State University has successfully presented his research works "Parameter Identification of Technological Equipment for Ensuring the Reliability of the Vibration Separation Process" and "Digital Twin of Experimental Workplace for Quality Control with Cloud Platform Support" at the 4th EAI International Conference on Management of Manufacturing Systems "MMS 2019" in Krynica Zdrój, Poland, in a period from October 8, 2019 till October 10, 2019.

Dr. h. c. prof. Ing. Jozef Zajac, CSc.
Dean





**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ АВІАЦІЙНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
(НАУ)**

Просп. Космонавта Комарова, 1, м.Київ, 03058, тел. (044) 497-51-51, факс: (044) 408-30-27

E-mail post@nau.edu.ua, [Http://www.nau.edu.ua](http://www.nau.edu.ua), код ЄДРПОУ 01132330

Система менеджменту якості університету сертифікована за ISO 9001:2015

18.12.2019 № 07.02.04/2910

На № _____ від _____

Довідка

Видана про те, що кандидат технічних наук, доцент Сумського державного університету Павленко Іван Володимирович виступив з науковою доповіддю «Моделювання основних і вторинних процесів сепарації гетерогенних систем» на пленарному засіданні XX Міжнародної науково-технічної конференції АС ППТ «Промислова гідравліка і пневматика», яка відбулась 22–25.10.2019 р. у Національному авіаційному університеті.

Проректор з наукової роботи
Національного авіаційного університету,
співголова оргкомітету конференції
д.т.н., професор

В.П.Харченко



036909



Асоціація спеціалістів промислової гідравліки і пневматики

03058, Київ-58, пр. Космонавта Комарова, 1, к. 1016. тел. 408-45-54, e-mail: bad44@ukr.net

ДОВІДКА

Видана кандидату технічних наук, доценту, доценту кафедри загальної механіки та динаміки машин Сумського державного університету Павленку Івану Володимировичу про те, що він брав участь у XX Міжнародній науково-технічній конференції АС ПГП «Промислова гідравліка і пневматика» (22–25 жовтня 2019 р., м. Київ, Національний авіаційний університет), у рамках якої виступив на пленарному засіданні з науковою доповіддю «Моделювання основних і вторинних процесів сепарації гетерогенних систем» за темою дисертації «Вторинні процеси сепарації багатоконпонентних гетерогенних систем» на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук.

Представлені під час пленарної доповіді основні наукові та практичні результати дисертаційного дослідження здобувача наукового ступеня доктора технічних наук Павленка І. В. підтримані та схвалені членами Міжнародної громадської організації Асоціація спеціалістів промислової гідравліки і пневматики.

Виконавчий директор
Асоціації спеціалістів промислової
гідравліки і пневматики



Бадах В.М.