INTELLECTUAL CAPITAL IS THE FOUNDATION OF INNOVATIVE DEVELOPMENT

'2022

«European Science»
Book 10. Part 2

SWorld
Germany

Antoshchenko M., Dekusha L.V., Filatiev M., Vorobiov L.Y., Malinovskiy Yu.A. et al.

INTELLEKTUELLES KAPITAL - DIE GRUNDLAGE FÜR INNOVATIVE ENTWICKLUNG

TECHNIK, INFORMATIK, SICHERHEIT, ARCHITEKTUR, PHYSIK UND MATHEMATIK, GEOLOGIE

INTELLECTUAL CAPITAL IS THE FOUNDATION OF INNOVATIVE DEVELOPMENT

ENGINEERING, COMPUTER SCIENCE, SAFETY, ARCHITECTURE, PHYSICS AND MATHEMATICS, GEOLOGY

Monographic series «European Science»
Book 10. Part 2.

In internationalen wissenschaftlich-geometrischen Datenbanken enthalten
Included in International scientometric databases

MONOGRAPHIE

MONOGRAPH

ScientificWorld-NetAkhatAV
Karlsruhe 2022

Authors:
Antoshchenko M. (9), Brozhko R. (9), Dekusha L.V. (5), Dvoretsky D.N. (1), Filatiev M. (9), Filatieva E. (9), Ignatyshyn A.V. (10), Ignatyshyn M.B. (10), Ignatyshyn V.V. (10), Ivanov S.O. (5), Izhar T.Y. (10), Kravchatyi A.V. (1), Malinovskiy Y.A. (1), Matlai I.I. (8), Minenko R.V. (1), Mitina N.B. (6), Mushenyk I. (2), Orel V.I. (8), Pitsyshyn B.S. (8), Popadyuk I.Y. (8), Rosseikin I.N. (7), Rudniev Y. (9), Tkachenko A.S. (1), Tkaliia O.I. (6), Toropov A.V. (3), Tsvirkun S.L. (1), Vlasenkov D.P. (1), Vorobiov L.Y. (5), Yarovenko A.G. (4)

Reviewers:
Cherniavskyi Anatolii Volodymyrovych, assistant professor, PhD (Eng), National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" - (3)
Muntyan O.A., Candidate of Medical Sciences, Associate Professor, Vinnytsia National Medical University named after MI Pirogov - (4)
Mazurenko Oleksandr Hryhorovych, Professor, Doctor of Technical Sciences, National University of Food Technologies - (5)
Pandas Anastasiia, PhD, Associate Professor, Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture - (7)
Tarasov Vadym, Head of the Department of Pharmacy, Production and Technology, Doctor of Engineering Sciences (D.Sc), Associate Professor, Volodymyr Dahl East Ukrainian National University - (9)

Intellektuelles Kapital - die Grundlage für innovative Entwicklung: technik, informatik, sicherheit, architektur, physik und mathematik, geologie. Monografische Reihe «Europäische Wissenschaft». Buch 10. Teil 2. 2022.

Intellectual capital is the foundation of innovative development: engineering, computer science, safety, architecture, physics and mathematics, geology. Monographic series «European Science». Book 10. Part 2. 2022.

ISBN 978-3-949059-53-7
DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02

Published by:
ScientificWorld-NetAkhatAV
Lußstr. 13
76227 Karlsruhe, Germany
e-mail: *editor@promonograph.org*
site: https://desymp.promonograph.org

Copyright © Authors, 2022
Copyright © Drawing up & Design. ScientificWorld-NetAkhatAV, 2022

ÜBER DIE AUTOREN / ABOUT THE AUTHORS

1. *Antoshchenko Mykola,* Doctor of Technical Sciences, Professor, ORCID: 0000-0001-8901-8263 - *Chapter 9 (co-authored)*
2. Brozhko Rostyslav, PhD in technical sciences, ORCID: 0000-0002-2365-6278 - *Chapter 9 (co-authored)*
3. *Dekusha Leonid Vasylovych,* Doctor of Technical Sciences, senior researcher, ORCID: 0000-0003-1881-0880 - *Chapter 5 (co-authored)*
4. *Dvoretsky Dmitry Nikolaevich,* Senior Lecturer - *Chapter 1 (co-authored)*
5. *Filatiev Mykhailo,* Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0001-5608-6737 - *Chapter 9 (co-authored)*
6. *Filatieva Elvira,* PhD in technical sciences, ORCID: 0000-0002-1041-0535 - *Chapter 9 (co-authored)*
7. *Ignatyshyn Adalbert Vasyliovych - Chapter 10 (Co-authored)*
8. *Ignatyshyn Monika Beylivna - Chapter 10 (Co-authored)*
9. *Ignatyshyn Vasyl Vasyliovych,* PhD in Physical and Mathematical Sciences, ORCID: 0000-0003-0727-2132 - *Chapter 10 (Co-authored)*
10. *Ivanov Serhii Oleksandrovych,* PhD in technical sciences, ORCID: 0000-0002-2722-7323 - *Chapter 5 (co-authored)*
11. *Izhak Tibor Yosypovych,* PhD in geographical sciences, ORCID: 0000-0002-0940-8497 - *Chapter 10 (co-authored)*
12. *Kravchatyi Andrii Volodimirovich,* Senior Lecturer - *Chapter 1 (co-authored)*
13. *Malinovskiy Yuriy Alexandrovich,* PhD in technical sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0001-5980-0908 - *Chapter 1 (co-authored)*
14. *Matlai Ivan Ivanovich,* PhD in technical sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0002-4300-8825 - *Chapter 8 (co-authored)*
15. *Minenko Roman Vadimovich,* PhD in Physical and Mathematical Sciences, Senior Lecturer, ORCID: 0000-0003-3060-0093 - *Chapter 1 (co-authored)*
16. *Mitina Nataliia Borusivna,* PhD in technical sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0002-5384-7040 - *Chapter 6 (co-authored)*
17. *Mushenyk Iryna,* PhD in Economics, Associate Professor, ORCID: 0000-0003-4379-7358 - *Chapter 2*
18. *Orel Vadym Ihorovych,* PhD in technical sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0002-3518-4597 - *Chapter 8 (co-authored)*

19. *Pitsyshyn Bogdan Stepanovich,* Senior Lecturer, ORCID: 0000-0001-9145-876X - *Chapter 8 (co-authored)*
20. *Popadyuk Igor Yuriyovych,* PhD in technical sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0002-8811-7988 - *Chapter 8 (co-authored)*
21. *Rosseikin Igor Nikolaevich - Chapter 7*
22. *Rudniev Yevhen,* PhD in technical sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0002-4236-8407 - *Chapter 9 (co-authored)*
23. *Tkachenko Andrey Sergeevich - Chapter 1 (co-authored)*
24. *Tkaliia Olga Ivanivna*, PhD in technical sciences, Associate Professor - *Chapter 6 (co-authored)*
25. *Toropov Anton Valeriiovych*, PhD in technical sciences, ORCID: 0000-0001-8505-0266 - *Chapter 3*
26. *Tsvirkun Sergij Leonidovich,* PhD in technical sciences, Senior Lecturer, ORCID: 0000-0001-5430-3427 - *Chapter 1 (co-authored)*
27. *Vlasenkov Dmitro Petrovich*, Senior Lecturer - *Chapter 1 (co-authored)*
28. *Vorobiov Leonid Yosypovych,* Doctor of Technical Sciences, senior researcher, ORCID: 0000-0001-7958-6996 - *Chapter 5 (co-authored)*
29. *Yarovenko Anatolii Grygorovych*, PhD in technical sciences, Associate Professor, ORCID: 0000-0002-6001-5963 - *Chapter 4*

Inhalt / Content

CHAPTER 1 BEARING CAPACITY OF THE WHEEL AND RAIL DURING ROLLING STOCK TRAFFIC.....8

CHAPTER 2 CONCEPT OF INNOVATIVE DEVELOPMENT OF THE US ECONOMY

Introduction 53
2.1. The main stages of development of the US National Innovation System . 53
2.2. Elements of the US National Innovation System 55
2.3. Transforming the American economy through innovation..... 56
Conclusions 58

CHAPTER 3 QUASI-OPTIMAL CONTROL OF THE CUTTING FORCE STABILIZATION LOOP OF MACHINE TOOLS

Introduction 60
3.1. The problem of optimal control of cutting power parameters stabilization loops on machine tools 60
3.2. Solving the problem of design a linear optimal controller for the system of cutting force stabilization using the classical method of dynamic programming 64
3.3. Solving the problem of design a linear adaptive quasi-optimal controller for the system of cutting force stabilization according to the criterion of generalized work of Krasovsky..... 70
3.4. Solving the problem of design a nonlinear quasi-optimal controller for the system of cutting force stabilization according to the criterion of generalized work of Krasovsky 76
3.5. Solving the problem of design a nonlinear quasi-optimal controller for the system of the cutting force stabilization in the presence of harmonic perturbations..... 84
3.6. Solving the problem of interconnected quasi-optimal control of electric drives of machine tools to ensure the cutting force stabilization..... 90
3.7. Physical implementation of the cutting force control system..... 96
Conclusions 99

CHAPTER 4 METHODS OF NUMERICAL INTEGRATION

Introduction 101
4.1. Classification and analysis of methods of numerical integration 101
4.1.1. Basic concepts and definitions..... 102
4.1.2. The main methods of numerical integration..... 105
4.1.3. Analysis of errors of quadrature formulas..... 113
4.2. Numerical integration with a given accuracy 114
4.2.1. Runge method of estimating the error of the method of numerical integration..... 115

4.2.2. Extrapolation of Richardson *118*
4.2.3. Romberg method of numerical integration *119*
4.2.4. Romberg's modified method of numerical integration *120*
Conclusions 125

CHAPTER 5 DYNAMIC MEASUREMENT METHODS APPLICATION IN THE CONDUCTIVE CALORIMETRY

Introduction 126
5.1. Modern dynamic methods of heat pulse measurements 126
5.2. Dynamic method with initial overheating of the reaction vessel..... 128
5.3. Dynamic method with reduction of preparation mode and regular modes extrapolation by three dimensions..... 130
5.4. Dynamic method with regular modes extrapolation by series of multiple measurements..... 133
Conclusions 137

CHAPTER 6 ENSURING THE SAFETY OF TECHNICAL SYSTEMS BY MANAGING TECHNOGENIC RISKS

Introduction 138
6.1. Dangers of the technical system..... 138
6.2. Hazard identification and risk assessment 139
6.3. Measures to control man-made risks conclusions 142
Conclusions 146

CHAPTER 7 RESEARCH OF THEORETICAL AND PRACTICAL ASPECTS OF RECONSTRUCTION OF CONSTRUCTION IN PROGRESS

Introduction 147
7.1. Definition and content of the process of reconstruction of objects 147
7.2. The essence of the reconstruction of objects of construction in progress 149
7.3. Stages of reconstruction of objects under construction 152
Conclusions 152

CHAPTER 8 INFLUENCE OF CYLINDRICAL ROTOR ECCENTRICITY RELATING TO STATOR ON HYDRAULIC LOSSES IN AQUEOUS DITALAN SOLUTIONS

Introduction 154
8.1. Literature review 154
8.2. Experimental research..... 157
8.2.1. Experimental stand..... *157*
8.2.2. Working fluid selection *157*
8.2.3. Calculation formulas..... *157*
8.2.4. Results and discussion *158*
Conclusions 160

CHAPTER 9 THERMAL DESTRUCTION OF COALS, METAMORPHISM OF COAL SEAMS AND THEIR HAZARDOUS PROPERTIES

Introduction 162
9.1. Fossil coal metamorphism and dangerous properties of coal seams 162
9.2. Problems of establishing types of coal seams and "recovery" of fossil coal 165
9.3. Yield of volatile substances and carbon content as indicators of the degree of metamorphic transformations 179
9.4. The influence of organic sulfur on the ratio between the main components of organic matter 186
9.5. Stages of metamorphic processes in accordance with the change in the relationship between the content of the main components 191
Conclusions 196

CHAPTER 10 HYDROGEOLOGICAL INDICATORS OF STRESS-DEFORMED STATE OF SEISMOGENERATING REGION

Introduction 199
10.1. The current state of geophysical, hydrogeological and geodynamic observations 200
10.2. Hydrogeological state and geodynamic state of the Transcarpathian internal depression in 2020 202
Conclusions 214

References 215

KAPITEL 1 / *CHAPTER 1* [1]
BEARING CAPACITY OF THE WHEEL AND RAIL DURING ROLLING STOCK TRAFFIC

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-016

Нагрузочная способность пары колесо и рельс является определяющей при проектировании и эксплуатации транспортных средств различного технологического назначения. Во время эксплуатации таких транспортных средств о нагрузочной способности колеса при увеличении вертикальных нагрузок на ось существуют противоречивые сведения. Так, вопреки принятым представлениям увеличение вертикальных нагрузок на ось ведет в ряде случаев к повышению долговечности и износостойкости элементов взаимодействующей пары [1].

Большинство авторов в вопросах взаимодействия колеса и рельса исходят из постановки и решения контактных задач для упругих полупространств. Как правило, контактные напряжения определяются на основании решения задачи Герца для различных видов кривизны и материалов колеса и рельса. При этом характер приработки колеса и рельса в ряде случаев позволяет принять расчетную схему в виде катящегося цилиндра по толстой пластине [2], опирающейся на сплошное упругое основание. Решение контактной задачи [3] показывает, что площадка контакта является эллиптической. Видимо контактные напряжения превышают пределы текучести материалов колеса и рельса, поэтому в процессе их приработке эллиптическая площадка контакта вытягивается вдоль оси колесной пары и приобретает форму прямоугольника [4].

Помимо вертикальных нагрузок действуют касательные силы сцепления. Силы сцепления между колесом и рельсом обусловлены трением при сцеплении и проскальзывании цилиндра и пластины, несовершенной упругостью материалов взаимодействующих элементов, силами молекулярного взаимодействия на контакте. На площадке контакта имеются зоны скольжения и сцепления, соотношение между этими зонами и контактными силовыми факторами существенно зависит как от скорости движения, так и скорости проскальзывания между колесом и рельсом.

Для описания движения колеса по рельсу используем постановку и решение задачи о качении с трением цилиндра по плоскости [3]. Однако использование такого моделирования процесса контактного взаимодействия не позволяет описать переходные режимы при разгоне колеса, а также не дает объяснения повышению износостойкости и долговечности контактирующей пары при увеличении в некотором диапазоне вертикальной нагрузки на колесо.

Следует отметить, что контактная задача о взаимодействии колеса и рельса сопровождается динамическими деформационными процессами, происходящими в тонких поверхностных слоях контактирующей пары, где непрерывно происходят процессы микросхватывания и последующего

[1]**Authors:** *Dvoretsky Dmitry Nikolaevich, Kravchatyi Andrii Volodimirovich, Malinovskiy Yuriy Alexandrovich, Minenko Roman Vadimovich, Tkachenko Andrey Sergeevich, Tsvirkun Sergij Leonidovich, Vlasenkov Dmitro Petrovich*

разрушения очагов межмолекулярного взаимодействия кристаллических решеток элементов пары на фрикционном контакте.

Такой физический характер контактного взаимодействия выражается в непрерывном изменении коэффициента трения от скорости проскальзывания колеса по рельсу и деформативного проявления эффекта псевдоскольжения. Следовательно, принятая расчетная схема цилиндра, катящегося по толстой полосе (или пластине) достоверно описывает контактное взаимодействие исходя из геометрии площадки контакта. Описать с помощью такой модели динамические переходные режимы не представляется возможным, поскольку неустойчивые динамические режимы происходят в тонком поверхностном слое взаимодействующих колеса и рельса. Более правильно было бы рассмотреть контактную задачу для анизотропных колеса и рельса. Причем анизотропия колеса и рельса заключается в наличии на элементах контактирующей пары тонких поверхностных слоев с физико-механическими свойствами, отличными от физико-механических свойств более глубоких слоев деталей пути и колесной пары. Обычно в результате многократного прокатывания колеса по рельсу происходит поверхностное упрочнение наружных слоев на определенную глубину. Для определения толщины (или глубины) упрочненного поверхностного слоя известна приближенная (полуэмпирическая) формула [4]

$$h = \sqrt{\frac{P}{14+0{,}33HB}}, \text{ мм} \qquad (1)$$

где h – толщина поверхностного (уплотненного) слоя рельса (или колеса);
P – вертикальная нагрузка на колесо(рельс), кг;
HB – твердость материала рельса (или колеса) по Бринеллю(кг/мм^2).

Процессы, происходящие в колесе и рельсе при многократном прокатывании весьма близки к технологическим процессам холодной прокатки, обкатки и волочения.

Так, исходя из формулы (1), при увеличении внешней нагрузки на колесо (или колесную пару) P, возрастает толщина (глубина) поверхностного слоя, которая может достигать значений $0 \leq \delta \leq 25$ мм, твердость детали увеличивается на 40 …. 50%, предел усталости детали повышается на 80% и более [5]. Следовательно, при эксплуатации рельсовых подвижных составов всегда имеется дополнительный резерв для повышения долговечности и работоспособности колеса и рельса, который не всегда очевиден в эксплуатационных условиях.

Данная работа направлена на реализацию идеи о повышении нагрузочной способности колесных пар. С этой целью целесообразно провести ряд экспериментов по нагружению колесных пар вертикальной нагрузкой, сопоставимой с соответствующей номинальной нагрузкой P, в некотором диапазоне её изменения $0{,}75\ P \leq P \leq 1{,}25\ P$. Этим нагрузкам необходимо будет поставить в соответствие глубину упрочненного слоя и соответствующее значение предела текучести материала детали.

После определения толщины уплотненного поверхностного слоя (для одной из деталей) целесообразно было бы рассматривать контактную задачу для

анизотропных ролика и полосы, однако, в этом случае существенно возрастут математические сложности при постановке и решении такой задачи.

Поэтому на начальном этапе для схематизации задачи используем физическую модель, в которой поверхностный слой рельса (или колеса) представлен в виде достаточно тонкой балки на упругом основании, состоящей из двух частей. Первая часть – это участок балки в зоне контакта колеса и рельса (размеры этого участка определены из условий контактного взаимодействия для задачи Герца [6] и Галина [3]). Вторая часть представляет собой участок той же балки в зоне перед первоначальной точкой контакта колеса и рельса (точка А, рисунок 1). Протяженность этого участка пока неизвестна и будет определена, исходя из потери его устойчивости. Участок нагружен результирующей касательной силой *T*, приложенной в точка *A*.

Площадка контакта колеса и рельса

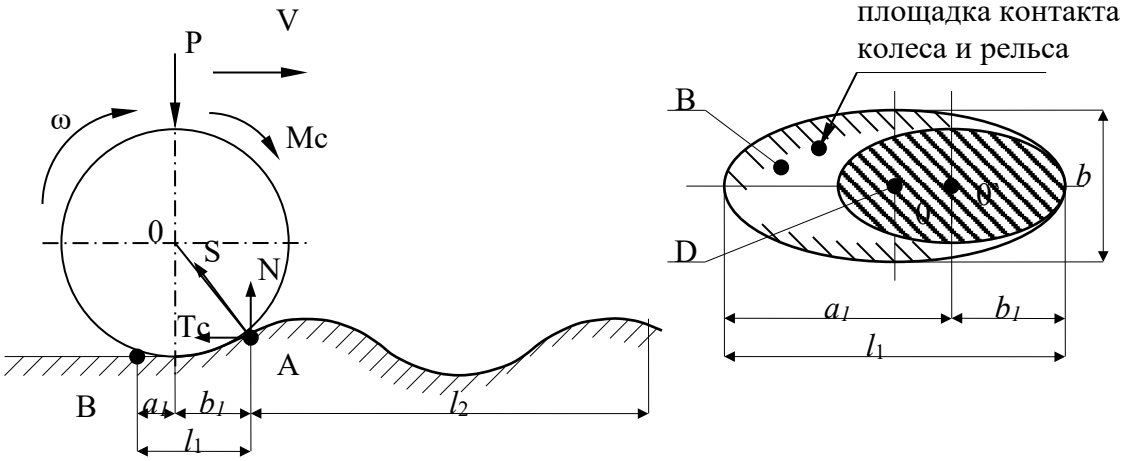


Рисунок 1 - Формирование пятна контакта пары колесо-рельс и образование деформационной волны впереди колеса

B – зона контакта; 0 – зона сцепления

Первый участок балки (рисунок 1) нагружен распределенным давлением с результирующей вертикальной нагрузкой *P* по площадке взаимодействия и результирующей касательной нагрузкой *T′* = *T*в впереди зоны контакта. Исходя из характера нагружения колесной пары исходной вертикальной нагрузкой и возникающими при этом касательными усилиями, нет оснований для проявления динамически неустойчивых переходных режимов. Остановимся на причинах неустойчивого движения при переходных режимах (в случае разгона и торможения колесных пар). Во время набора ведущей колесной парой (колесом) номинальной скорости движения, возникает изменение скорости проскальзывания колеса относительно рельса, и если скорость проскальзывания находится в области ниспадающей ветви характеристики трения, то режим псевдоскольжения в зоне контактного взаимодействия сопровождается автоколебаниями поверхностных слоев в пределах первого участка. Такие зоны неустойчивости могут иметь место при разных абсолютных значениях линейных (или окружных) скоростей колеса, важно только, чтобы относительная скорость

проскальзывания (псевдоскольжения) соответствовала ниспадающему участку характеристики трения [7]. На наличие таких неустойчивых режимов при разгоне или торможении колеса (колесной пары) указал В. В. Болотин [8] с ссылкой на более ранние работы Дж. Денгартога иС. П. Тимошенко. Если имеет место неустойчивый (динамический) режим при разгоне колесной пары, то он вызывается переменными (динамическими) усилиями. Следовательно, равнодействующая касательного усилия в зоне контакта будет иметь постоянную и переменную составляющие (усилияT, T'). Поэтому касательное усилие, которое передается на гребень деформационной волны впереди точки контакта (т. A, рис.1) также будет переменным.

Значит вторая зона гипотетической балки будет нагружена изменяющейся во времени силой. Эта особенность нагружения второго участка балки будет нами в дальнейшем учтена при составлении дифференциального уравнения продольных колебаний балки (с учетом её продольной устойчивости).

Предварительно рассмотрим процесс взаимодействия колеса и рельса в зоне контакта (в пределах первого участка балки) (рис.1).остановимся на представлении о том, что согласно гипотезе Картера [9], [10] катящееся колесо и рельс взаимодействуют по площадке контакта, которая включает зоны скольжения (проскальзывания) из-за разности геометрической и деформационной скоростей. В случае качения колеса по рельсу имеет место состояние, когда взаимодействуют колесо и рельс, выполненные из одного материала (или разных материалов с близкими физическими свойствами).

Рассмотрим решение контактной задачи о взаимодействии цилиндра и полосы исходя из наличия при контакте тонких поверхностных слоев, зон скольжения и сцепления. На границах этих зон наблюдается неустойчивый характер взаимодействия. Так, если рассматривать отдельно процесс буксования колеса, то возможность развития фрикционных колебаний близка к нулю.

На участке сцепления цилиндра с полосой развитие автоколебаний уже невозможно, так как произошло «схватывание» поверхностей. Поэтому остается полагать, что неустойчивый процесс взаимодействия полосы и рельса возможен при качении колеса на границах зон скольжения и сцепления. Для

описания переходных режимов пока ограничимся участком контакта, который находится под колесом [9]. Если считать контакт упругим, то длина участка определится на основании [3] по формуле

$$l_1 = \sqrt{8Pr\bar{k}}\,, \qquad (2)$$

где l_1 – длина участка контакта между взаимодействующими колесом и рельсом;

P – вертикальная нагрузка на колесо;

r – радиус колеса;

$\bar{k} = \frac{4(1-\mu^2)}{\pi E}$–упругая константа;

μ – коэффициент Пуассона;

E– модуль Юнга.

Рассмотрим усилия, за счет которых участок контакта длиной l_1

удерживается в положении динамического равновесия. Обращаясь к реакции упругого основания, согласно гипотезе Винклера, эта реакция уравновешивает вертикальную нагрузку на колесо P, которую условно можно считать постоянной, поэтому на касательные перемещения участка контакта она влияния не оказывает.

Рассмотрим касательные усилия, действующие на участке контакта, под влиянием которых участок как-бы находится в равновесии. Проекция участка контакта на плоскость, проходящую через головки рельсов, воспринимает силу инерции площадки $F_{ин}$, горизонтальную составляющую упругой связи $F_{уп}$ и касательное толкающее усилие $T_с$. Участок контакта колеса и рельса под действием указанных нагрузок представляем совершающим автоколебательные движения для перемещающегося со скоростью vэкипажа. Указанные автоколебательные движения обусловлены нестационарной характеристикой трения [2] и эффектом псевдоскольжения [10].

Баланс сил на участке контакта приводим к уравнению вида

$$\gamma lbh\ddot{\xi} + \frac{2}{\bar{k}}\frac{bh}{l}\xi = T_c, \tag{3}$$

где ξ – удельная масса материала участка контакта рельса (колеса);

$l_1 = \sqrt{8Pr\bar{k}}$ – длина участка контакта для случая упругой задачи;

$b = \sqrt{2Pr\bar{k}}$ – ширина участка контакта для упругой задачи;

$h = \sqrt{\frac{P}{\sigma_T}}$ – толщина уплотненного поверхностного слоя на площадке контакта;

ξ – смещение точек колеса относительно точек рельса при псевдоскольжении (относительном проскальзывании);

$\sigma_Т$ – предел текучести материала рельса (или колеса).

Далее переходим к равнодействующему касательному усилию сопротивления перекатыванию $T_с$, которое определяем на основании выражения для момента сопротивления перекатыванию колеса $M_С$[11].

$$M_с = \frac{fr}{2\bar{k}}(\sqrt{8\bar{k}Pr} + \frac{\delta r}{f}), \tag{4}$$

откуда

$$T_с = \frac{M_с}{r} = \frac{f}{2\bar{k}}(\sqrt{8\bar{k}Pr} + \frac{\delta r}{f}), \tag{5}$$

где в выражениях (4), (5) $f = f(\dot{\xi})$ – коэффициент трения скольжения материала колеса по материалу рельса, как функция скорости взаимного проскальзывания, может быть представлена по аналогии с [12], в виде кубической зависимости от $\dot{\xi}$ (рисунок 2)

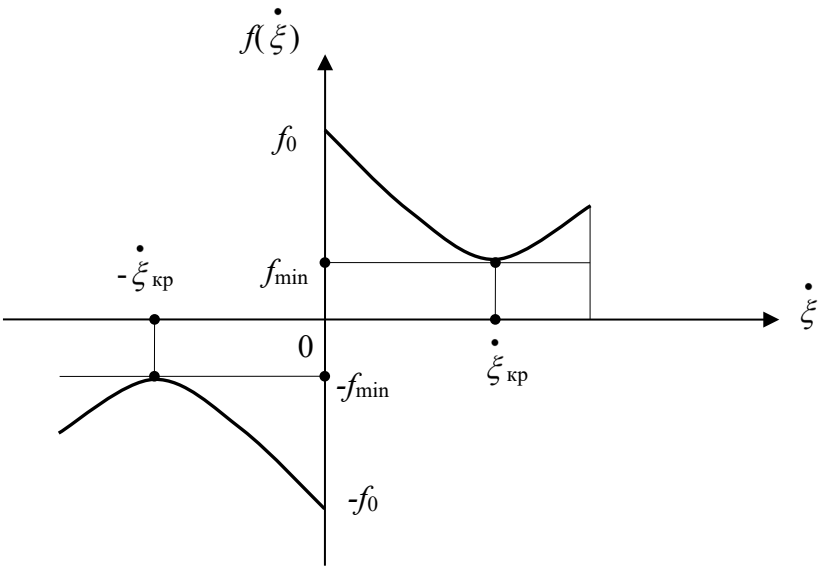


Рисунок 2 - Характеристика трения колеса по рельсу как функция скорости проскальзывания $\dot{\xi}$

$$f = f_0 - \frac{3}{2}(f_0 - f_{min})\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{кр}} + \frac{f_0 - f_{min}}{2}\left(\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{кр}}\right)^3,$$

f_0 – коэффициент трения покоя при $\dot{\xi}$=0;

f_{min} – коэффициент трения скольжения при $\dot{\xi} = \dot{\xi}_{кр}$; (тогда $f_0 - f_{min} = \Delta f$);

$\dot{\xi}_{кр}$ – критическая скорость проскальзывания колеса по рельсу, при которой $f = f_{min}$;

δ – относительное скольжение между колесом и рельсом, которое характеризуется упругим проскальзыванием волокон колеса относительно поверхности рельса в направлении, обратном перемещению колеса

$$\delta = \frac{\Delta\dot{\varphi}}{\omega} = \frac{\Delta\omega}{\omega\omega} = \frac{\Delta v}{v} = \frac{-\dot{\xi}}{v}.$$

Следовательно, относительное скольжение при качении колеса можно определить, как отношение приращения угловой скорости колеса к его номинальной угловой скорости.

Рассмотрим выражение для псевдоскольжения, если угловая скорость проскальзывания колеса будет переменной величиной, то есть $\Delta\dot{\varphi} \neq const$, тогда

$$\delta = \frac{(\dot{\varphi} + \Delta\dot{\varphi})r - v}{\omega_0 r} = \frac{\Delta\dot{\varphi}}{\omega_0}. \quad (6)$$

Приращение линейной скорости колеса в выражении $v \pm \dot{\xi}$ (или $\omega_0 r \pm \dot{\xi}$) пренебрегаем, так как $\dot{\xi} \ll v$.

Преобразуем выражение для силы сопротивления перекатыванию колеса (ролика) по рельсу (пластине) в зависимости от относительной скорости скольжения – $\dot{\xi}/\dot{\xi}_{кр}$ (или $\Delta\dot{\varphi}/\Delta\omega_{кр}$). Будем различать силу сопротивления перекатыванию, приложенную к рельсу (полосе) и к колесу (ролику).

При выводе соотношений для силы сопротивления перекатыванию сначала запишем выражение для коэффициента трения скольжения, который

аппроксимируется в виде кубической функции скорости скольжения, согласно [12]:

а) относительно участка контакта на рельсе

$$f = f_0 - \frac{3}{2}\Delta f\left(\frac{-\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right) + \frac{\Delta f}{2}\left(-\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right)^3, \quad (7)$$

б) относительно участка контакта на колесе

$$f = f_0 - \frac{3}{2}\Delta f\left(\frac{\Delta\dot{\varphi}}{\Delta\omega_{\text{кр}}}\right) + \frac{\Delta f}{2}\left(\frac{\Delta\dot{\varphi}}{\Delta\omega_{\text{кр}}}\right)^3. \quad (8)$$

В приведенных выражениях:

$\Delta f = f_0 - f_{min}$–приращение коэффициента трения скольжения колеса по рельсу при их взаимном проскальзывании;

$\dot{\xi}$ – скорость проскальзывания колеса по рельсу при качении;

$\dot{\xi}_{\text{кр}}$ – критическая скорость проскальзывания колеса по рельсу, которая соответствует f_{min};

$\Delta\dot{\varphi}$ – угловая скорость проскальзывания колеса по рельсу;

$\Delta\omega_{\text{кр}}$ – критическая угловая скорость проскальзывания колеса по рельсу.

Отметим, что v – линейная скорость точек обода колеса при его качении. Может быть, как постоянной, так и переменной величиной (не колебательного характера).

Тогда усилия для перекатывания колеса запишем в виде:

а) для точек рельса

$$T_c = \frac{\sqrt{8\bar{k}Pr}}{2\bar{k}}\left[f_0 - \frac{3}{2}\Delta f\left(-\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right) + \frac{\Delta f}{2}\left(-\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right)^3\right] + \frac{r}{2\bar{k}}\frac{\dot{\xi}}{v}; \quad (9)$$

б) для точек колеса

$$T_c = \frac{\sqrt{8\bar{k}Pr}}{2\bar{k}}\left[f_0 - \frac{3}{2}\Delta f\left(\frac{\Delta\dot{\varphi}}{\Delta\omega_{\text{кр}}}\right) + \frac{\Delta f}{2}\left(\frac{\Delta\dot{\varphi}}{\Delta\omega_{\text{кр}}}\right)^3\right] + \frac{r}{2\bar{k}}\frac{\Delta\dot{\varphi}}{\omega}. \quad (10)$$

Таким образом, представлена характеристика трения как функция скорости скольжения (7), (8). Для построения графика $f = f(\xi)$ необходимо знать $f_0(f_{\max})$, $f_{\min}$ и $\dot{\xi}_{\text{кр}}$ – критическое значение скорости скольжения.

Обратимся к механическому аспекту гипотезы Картера о псевдоскольжении. Принято считать, что на опорных поверхностях (рис.1) существует зона сцепления, которая под влиянием неравномерного распределения давлений на площадке контакта смещается к её набегающему краю. Это обусловлено тем, что под влиянием вращающего момента *М*нормальная реакция *N* сместится на величину λ по направлению движения колеса. Тогда полная реакция *S* пройдет через точку *A* и центр вращения колеса.

Составляющая полной реакции *T* представляет собой сопротивление движению колеса. Следовательно, реакция рельса *N* смещена на величину λ относительно вертикальной оси, поэтому поступающие на контактную площадку условные волокна материала бандажа колеса, будут испытывать дополнительный подпор со стороны рельса, вследствие чего в набегающей части опорной площадки они будут сжатыми, а в сбегающей – растянутыми.

Существует и другая гипотеза возникновения касательных сил сцепления. Она основана на предположении о том, что в пределах опорной поверхности нет относительного смещения волокон материала бандажа колеса и рельса, а возникающие на ней касательные напряжения в любой точке контакта пропорциональны контактным давлениям (Б. С. Ковальский, М. М. Саверин, Р. Лоренц, Л. Фепль).

Некоторые сторонники гипотезы, отрицающей наличие зоны сцепления, например, Ф. Фредерик и другие, принимают определенную зависимость силы трения на опорной поверхности от скорости упругого скольжения.

Тогда дифференциальное уравнение баланса сил на участке контакта запишем, с учетом приведенных соображений, отдельно для деформационного приращения участка рельса ξ и деформационного приращения участка бандажа колеса, исходя из очевидного соотношения $\xi = r\Delta\varphi$. Преобразуем дифференциальное уравнение (3), описывающее динамически неустойчивое состояние площадки контакта, исходя из представления характеристики трения, как функции скорости скольжения [12],[13].

Динамическая неустойчивость обусловлена непостоянством силы трения на участке контакта, где имеется переток потенциальной энергии деформации в кинетическую энергию выступов внешних волокон колеса и рельса при их взаимодействии. Используя дифференциальное уравнение баланса сил в форме (3) с учетом выражения касательной силы в [3] (формулы (9), (10)) и кубическому закону трения [12] в результате будем иметь:

$$\gamma l_1 bh\ddot{\xi} + \frac{2}{\bar{k}} \cdot \frac{bh}{l_1}\xi = \frac{f}{2\bar{k}}\left(\sqrt{8\bar{k}Pr} + \delta\frac{r}{f}\right), \tag{11}$$

$$\gamma l_1 bh\ddot{\xi} + \frac{2}{\bar{k}} \cdot \frac{bh}{l_1}\xi = \left[f_0 - \frac{3}{2}(f_0 - f_{min}) \cdot \left(-\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{кр}}\right) + \frac{f_0 - f_{min}}{2}\left(-\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{кр}}\right)^3\right]\frac{\sqrt{8\bar{k}Pr}}{2\bar{k}} + \frac{r}{2\bar{k}}\left(\frac{\dot{\xi}}{v}\right) \tag{12}$$

В уравнении (12) правая часть представляет собой усилие сопротивления перекатыванию. Первое слагаемое в скобках соответствует второй гипотезе возникновения сил сцепления, согласно которой в пределах опорной поверхности нет относительного смещения волокон материала. Второе слагаемое в правой части соответствует гипотезе Картера о псевдоскольжении[9] (первая гипотеза).

Кроме того, принимаем, что коэффициент трения материала колеса о материал рельса не является постоянной величиной, а описывается некоторой функцией скорости проскальзывания колеса по рельсу, например, кубической параболой [12] или[13]. Функция имеет выраженный минимум f_{min}, при значении скорости проскальзывания $\dot{\xi}_{кр}$. Причем, для скоростей скольжения $\dot{\xi} < \dot{\xi}_{кр}$ изменение $f(\dot{\xi})$ происходит практически по линейному закону (ниспадающий участок кривой). При $\dot{\xi} > \dot{\xi}_{кр}$ кривая имеет выраженный нелинейный характер.

Если следовать зависимости (9) для усилия перекатывания колеса T_c, то по её форме видно, что T_c фактически является силой трения, которой пропорционален износ колеса и рельса, тогда при увеличении вертикальной

нагрузки на колесо, касательная нагрузка изменяетсяT_c~$\sqrt{P}$. Так, например, при увеличении вертикальной нагрузки на колесо в пределах до 15%, касательное усилие T_c увеличивается до 7%, то есть ~ $\sqrt{P}$. Кроме того, при увеличении Pпроисходит повышение несущей способности пары пропорционально $\sqrt{P}$ (вследствие наклепа и последующего самоупрочнения).

Далее рассмотрим выражения силы сопротивления перекатыванию колеса T_c, формулы (9), (10) с учетом соотношений $-\frac{\xi}{v} = \delta$и$f_0 - f_{min} = \Delta f$(независимо от дифференциального уравнения (12)), причем слагаемые пропорциональные $(\dot{\xi})$, $(\dot{\xi})^3$ представим как функции относительного скольжения δ.

$$T_c = -f_0 \frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr} - \frac{3}{2}\Delta f \frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr}\left(-\frac{\dot{\xi}}{v}\right)\frac{v}{\dot{\xi}_{\text{кр}}} - \frac{\Delta f}{2}\frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr}\left(-\frac{\dot{\xi}}{\xi}\right)^3\left(\frac{v}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right)^3 + \frac{\dot{\xi}}{v}\cdot\frac{r}{2\bar{k}} \quad (13)$$

или в виде

$$T_c == -f_0 \frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr} - \frac{3}{2}\Delta f \frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr}\delta\frac{v}{\dot{\xi}_{\text{кр}}} + \frac{\Delta f}{2}\frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr}\delta^3\left(\frac{v}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right)^3 - \delta\frac{r}{2\bar{k}}. \quad (14)$$

Если усилие перекатывания T_c приложено к колесу, тогда будем иметь

$$T_c == -\left[f_0 \frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr} - \frac{3}{2}\Delta f \frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr}\delta\frac{\omega}{\Delta\omega_{\text{кр}}} + \frac{\Delta f}{2}\frac{\sqrt{2\bar{k}}}{\bar{k}}\sqrt{Pr}\delta^3\left(\frac{\omega}{\Delta\omega_{\text{кр}}}\right)^3 - \frac{r}{2\bar{k}}\cdot\frac{\Delta\dot{\varphi}}{\omega}\right] \quad (15)$$

Судя по выражениям (13), (14), (15) сила сопротивления перекатыванию зависит от нормального давления (P), изменения коэффициента трения ($f_{\text{тр}}$) между колесом и рельсом, псевдоскольжения δ, скорости движения колеса (v).

То есть, усилие сопротивления движения T_c объединяет в себе усилия сопротивления, определенные по двум гипотезам: 1) Картера; 2) Б. С. Ковальского, М. М. Саверина, Р. Лоренца, Л. Фепля с поправкой Ф. Фредерика на зависимость силы трения опорной поверхности от скорости взаимного проскальзывания (иначе силы сопротивления перекатыванию как функции скорости упругого проскальзывания).

Таким образом, первые слагаемые в выражениях (13), (14), (15) соответствует гипотезе взаимодействия колеса и рельса о том, что касательные усилия в зоне контакта пропорциональны нормальному (контактному) давлению и на опорных поверхностях нет взаимного смещения волокон (вторая гипотеза).

Второе слагаемое свидетельствует о том, что оно является возбуждающей нагрузкой для участка контакта бандажа и рельса и характер влияния этой нагрузки на решение уравнения (12) будет нарастающим при отрицательном демпфировании и относительно малых скоростях взаимного проскальзывания.

Следовательно, второе слагаемое свидетельствует о том, что рост касательного усилия пропорционален корню квадратному из нормального давления $\sqrt{P}$, относительному скольжению δ и скорости качения колеса v. Причем рост касательного усилия возможен на ниспадающем участке характеристики трения, когда скорость проскальзывания удовлетворяет неравенству $\dot{\xi} < \dot{\xi}_{\text{кр}}$ и коэффициент трения изменяется в пределах $f_{min} \le f \le f_0$. Этот диапазон изменения коэффициента трения fсоответствует участку

нарастания самовозбуждающихся колебаний в системе за счет перераспределения энергии движения колеса в деформационной зоне контакта колеса и рельса.

Характер влияния третьего слагаемого в выражениях (13) – (15) будет аналогичным второму, однако это слагаемое вносит в колебательный процесс затухающее воздействие, и его влияние становится ощутимым, если скорость скольжения удовлетворяет неравенству $\dot{\xi} > \dot{\xi}_{\text{кр}}$.

Так как влияние этого слагаемого пропорционально кубу скорости проскальзывания $\dot{\xi}^3$ (или δ^3), то касательное усилие получит ограниченное приращение, при котором с дальнейшим увеличением $\dot{\xi}$, рост амплитуд колебаний может вообще прекратиться. Учитывая то, что во второе и третье слагаемое входит множитель v (скорость движения колеса), то автоколебательные процессы могут возникать в системе при разных скоростях качения колеса (колесной пары). На это было обращено внимание В. В. Болотина [8], с ссылкой на более ранние работы Дж. П. Ден-Гартога и С. П. Тимошенко о том, что при переходных режимах работы подвижного состава могут возникать автоколебательные процессы на разных скоростях его движения.

Четвертое слагаемое соответствует значению усилия сопротивления перекатыванию согласно гипотезе Картера. За счет взаимодействия и деформирования микронеровностей на бандаже колеса и рельсе в определенные моменты времени часть микронеровностей сжимается, они накапливают потенциальную энергию деформации и приращение скорости колеса уменьшается, когда накопившейся потенциальной энергии деформации микронеровностей будет достаточно, то она будет высвобождаться (подобно сжатой пружине) и трансформироваться в кинетическую энергию движения микронеровностей и приращение скорости движения колеса будет увеличиваться. Этот процесс является взаимным на площадках контактирования колеса и рельса, поэтому скорость скольжения элементов пары будет изменяться. Таким образом, этот процесс является циклическим для изменяющихся площадок контакта. В случае бесконечно длинного рельса и замкнутой окружности контакта для колеса процесс самовозбуждения автоколебаний может носить непрерывный характер. Как следует из (14) обе гипотезы взаимодействия имеют фрикционную природу и представлены в приведенных выражениях. Если полагаться на использование гипотезы Картера при теоретическом обосновании влияния усилия перекатывания на неустойчивые динамические режимы при разгонах и торможениях подвижных составах, то её применение вносит в расчеты определенные погрешности, так как присутствие слагаемого $T_{\text{ск}}=\delta r/2k$в дифференциальном уравнении колебаний площадки контакта поверхностных слоев приводит к развитию возрастающих автоколебаний, что не подтверждается при эксплуатации реальных подвижных составов. То есть гипотеза Картера достоверно описывает развитие усилий псевдоскольжения в пределах очень узкого диапазона изменения скорости проскальзывания рост и амплитуд автоколебаний $T_{\text{ск}}$ и $\dot{\xi}$, по видимому, должен компенсироваться введением в формулу Картера дополнительных нелинейных

слагаемых, которые не были учтены автором гипотезы, например, в виде

$$T_{\text{ск}} = -k\delta + k_1\delta^2 + k_2\delta^3 + \cdots, \quad (16)$$

где $k = -\frac{r}{2\bar{k}}$ – коэффициент псевдоскольжения в интерпретации Л. А. Галина, И. Т. Горячевой [3];

δ – относительное скольжение между колесом и рельсом;

$k = \frac{4(1-\mu^2)}{\pi E}$ – упругая константа материала;

μ – коэффициент Пуассона; E – модуль Юнга;

k_1, k_2 – неопределенные коэффициенты, значения которых могут быть установлены по уточненной зависимости $T_{\text{ск}} = T_{\text{ск}}(\delta)$, что представляет задачу для дальнейших исследований.

Полученные общие зависимости для силы сопротивления перекатыванию, подставленные в (15), являются возмущающим воздействием для системы дифференциальных уравнений, связывающих автоколебательный процесс в зоне контакта колеса и рельса с раскачкой колебательных движений в приводном механизме ведущей колесной пары.

С целью упрощения связанной задачи о возбуждении совместных колебательных движений при проскальзывании колеса в зоне контакта с рельсом и развитии переходных процессов в приводном механизме ведущей колесной пары предварительно будем считать, что электромеханическая система привода колесной пары является абсолютно жесткой и автоколебательные процессы в зоне контакта на привод не оказывают существенного влияния.

Обратимся к структуре уравнений (12), а также выражений (12), (14), (15)

1) первое слагаемое левой части является силой инерции поверхностных слоев в зоне контакта колеса и рельса, величина его может быть малым параметром для $\ddot{\xi}$ при развитии переходных режимов;

2) второе слагаемое левой части обеспечивает переменную «жесткую» взаимосвязь с близлежащими слоями материала, его влияние может быть значительным;

3) первое слагаемое в правой части представляет собой постоянную составляющую силы сопротивления T_0, то есть наибольшее значение силы сопротивления T_{C};

4) первое, второе и третье слагаемые правой части (12), а также (13), (14), (15) в сумме представляют собой минимальное значение силы сопротивления $T_{\min}$ для точки $\dot{\xi} = \dot{\xi}_{\text{кр}}$;

5) четвертое слагаемое правой части (12) представляет собой деформационную составляющую при прокатывании колеса по рельсу (в представлении Картера о псевдоскольжении), по-видимому, связанную с фрикционными характеристиками контактирующих деталей, но не находит отражения ни в гипотезе Картера, ни в других гипотезах взаимодействия колеса и рельса [9]. Отметим, что четвертое слагаемое не отражает нелинейных характеристик материалов колеса и рельса при псевдоскольжении.

Рассмотрим процесс контактного взаимодействия при качении колеса по

рельсу.

В силу того, что рельс является объектом значительной протяженности, а колесо при качении осуществляет непрерывный контакт с путевой структурой, поэтому автоколебательный процесс на движущейся площадке контакта можно считать непрерывным. Для данной задачи абсолютное перемещение площадки контакта x можно считать состоящим из суммы переносного движения площадки v_tпри скорости экипажа v и относительного перемещения площадки при автоколебаниях ξ, то есть

$$x = vt + \xi \quad (\xi = x - v_t) \tag{17}$$

$$m\ddot{x} + cx = T_c(\dot{x} - v) \tag{18}$$

или с учетом (17)

$$m\ddot{\xi} + c(\xi + vt) = T_c(\dot{\xi}). \tag{19}$$

В приведенных уравнениях

$m = \gamma l_1 bh$ - масса участка контакта колеса и рельса (со стороны рельса);

$C = \frac{2bh}{\bar{k} l_1}$ – жесткость продольной связи участка контакта с основным массивом рельса;

T_c – сила сопротивления перекатыванию колеса по рельсу может быть записана с учетом фрикционной и деформационной составляющих (по гипотезе Картера).

Тогда выражение (19) представляет собой уравнение, описывающее автоколебания участка контакта, перемещающегося по рельсу со скоростью v.

Если смоделировать колебательный процесс так, что перемещающийся участок контакта помещен в подвижную систему координат, горизонтальная ось которой и начало координат движутся со скоростью колесной пары v, в этом случае автоколебательный процесс может быть описан уравнением

$$m\ddot{\xi} + c\xi = -T_c, \tag{20}$$

при этом в подвижной системе координат скорость движения участка контакта будет равна 0 ($v=0$).

При необходимости ввести дополнительные уравнения, учитывающие движение колесной пары и привода в уравнение (19) вводим дополнительную переменную вместо $v_t = \xi_1$и дополнительное уравнение, учитывающее движение колесной пары.

Исходя из изложенных соображений уравнение, описывающее самовозбуждающиеся колебания на участке контакта запишем в виде

$$\gamma lbh\ddot{\xi} + \frac{2bh}{\bar{k}l}\xi = -\frac{\sqrt{\bar{k}Pr}}{\bar{k}}\left[f_0 - \frac{3}{2}\Delta f\left(\frac{\dot{\xi}}{v}\right)\frac{v}{\dot{\xi}_{\text{кр}}} + \frac{\Delta f}{2}\left(\frac{\dot{\xi}}{v}\right)^3\left(\frac{v}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right)^3\right] + \frac{\dot{\xi}}{v}\cdot\frac{r}{2\bar{k}}. \tag{21}$$

Уравнение (21) записано для рельса, но по аналогии может быть записано и для колеса, с учетом электромеханической системы привода колесной пары (а также с учетом уравнений движения колеса и привода колесной пары, соединенных участком оси колеса с редуктором и двигателем).

Движения, которые описываются (21) правильно отнести к релаксационным

колебаниям, так как этот процесс в ряде случаев мало напоминает гармонические (или квазигармонические) движения. В этом случае колебательный процесс распадается на два чередующихся и существенно отличающихся друг от друга процесса:

а) в состоянии, когда силы упругости площадки контакта почти уравновешиваются усилиями сопротивления движению (T_c)

$$m\ddot{\xi} = \gamma l_1 bh\ddot{\xi} \ll \frac{2bh}{\bar{k}l_1}|\xi| \approx \left|T_c(\dot{\xi})\right|. \quad (22)$$

При малых m система будет обладать небольшими ускорениями, что приводит в этих состояниях к сравнительно медленным измерениям скорости, поэтому силой инерции можно пренебречь.

б) в состоянии, при котором сила трения и сила упругости не уравновешиваются, то силы инерции будут очень велики, но масса площадки mв этом случае очень мала. То есть на фазовой траектории изображающая точка будет перемещаться с бесконечно большим ускорением, которое будет изменяться скачкообразно [13] (рисунок 3).

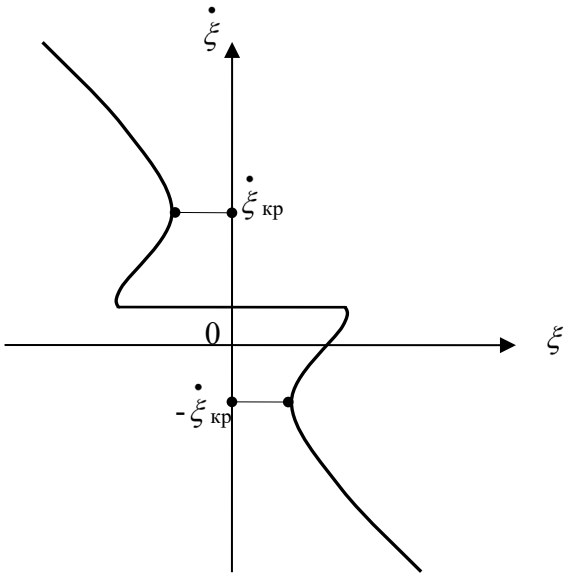


Рисунок 3 - Зависимость скорости проскальзывания колеса по рельсу $\dot{\xi}$ от координаты ξ при разрывных автоколебаниях

Бесконечные ускорения идут из точек на бесконечности до точек характеристики трения [13]. То есть при изменении состояния взаимодействия скорость $\dot{\xi}$изменяется «скачком» при неизменном значении ξ. Другими словами, элементы рельса захватываются колесом и движутся со скоростью колеса, при этом упругие связи площадки контакта деформируются и силы упругости (и потенциальная энергия) на площадке контакта возрастают, вместе возрастает сила трения, оставаясь равной силе упругости. Когда значение силы упругости станет равным наибольшему значению силы трения, происходит скачкообразное изменение скорости площадки контакта $\dot{\xi}$ по величине и направлению при неизменном (мгновенном) значении упругой силы. Далее происходит

непрерывное изменение скорости $\dot{\xi}$ и координаты ξ, пока точка контакта не перейдет в точку характеристики трения, соответствующую её минимуму.

Далее движение происходит таким же образом, точка контакта перемещается вдоль рельса, и совершаются автоколебания (разрывные) при качении колеса.

Амплитуда автоколебаний координаты ξ может быть определена по разности максимальной и минимальной силы трения [13].

$$\xi_m = \frac{1}{2}\frac{(T_{c0}-T_{C1})\bar{k}l}{2bh} = \frac{l}{4bh}\sqrt{\bar{k}Pr}(f_0 - f_{min}) = \frac{\Delta f l_1}{4bh}\sqrt{\bar{k}Pr}. \quad (23)$$

Для определения части периода колебаний на участке схватывания колесом точек рельса

$$t_1 = \frac{(T_{c0}-T_{c1})\bar{k}l}{2bhv}. \quad (24)$$

Далее определим часть периода колебаний на участке проскальзывания, используя данные [9,10]

$$t_2 = -\frac{\bar{k}\,l}{2bh}\int_{\dot{\xi}_C}^{\dot{\xi}_{кр}} \cdot \frac{T_c'(\dot{\xi})}{\dot{\xi}}\,d\dot{\xi}. \quad (25)$$

Запишем выражение для силы сопротивления движению колеса без учета влияния псевдоскольжения, то есть ориентируемся на вторую гипотезу возникновения касательных сил, где отсутствуют относительные смещения

материала (или отсутствует деформационная природа возникновения касательных сил)

$$T_c = -\frac{\sqrt{\bar{k}\,Pr}}{\bar{k}}\left[f_0 - \frac{3}{2}\Delta f\,\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{кр}} + \frac{\Delta f}{2}\left(\frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{кр}}\right)^3\right] \quad (26)$$

Определим пределы интегрирования, верхний предел равен $\dot{\xi}_{кр}$, то есть равен значению скорости проскальзывания при f_{min}, нижний предел интегрирования определим из условия

$$T_{c0}(\dot{\xi}_C) = T_{c0}. \quad (27)$$

Из выражения (26) определим

$$T_{c0} = -\frac{\sqrt{\bar{k}\,Pr}}{\bar{k}}\left[f_0 - \frac{3}{2}\Delta f\,\frac{\dot{\xi}_C}{\dot{\xi}_{кр}} + \frac{\Delta f}{2}\left(\frac{\dot{\xi}_C}{\dot{\xi}_{кр}}\right)^3\right]. \quad (28)$$

Тогда из (27), (28) получим

$$\frac{3}{2}\Delta f\,\frac{\dot{\xi}_C}{\dot{\xi}_{кр}} = \frac{\Delta f}{2}\left(\frac{\dot{\xi}_C}{\dot{\xi}_{кр}}\right)^3. \quad (29)$$

Откуда

$$3\dot{\xi}^2{}_{кр} = \dot{\xi}_C{}^2, \quad (30)$$

$$\dot{\xi}_C = \pm\dot{\xi}_{кр}\sqrt{3}, \quad (31)$$

принимая в (31) знак +, получим $\dot{\xi}_{\text{кр}} = \frac{\sqrt{3}}{3}\dot{\xi}_{\text{С}}$.

Запишем выражение для производной от $T_{\text{с}}$по $\dot{\xi}$

$$T_{\text{с}}' = -\frac{\sqrt{\bar{k}\,Pr}}{\bar{k}}\left[-\frac{3}{2}\frac{\Delta f}{\dot{\xi}_{\text{кр}}} + \frac{3}{2}\Delta f\left(\frac{\dot{\xi}^2}{\dot{\xi}_{\text{кр}}{}^3}\right)\right]. \quad (32)$$

Тогда определим второй предел интегрирования для выражения (25) и вид подинтегральной функции.

На основании изложенного (25) приобретет вид

$$t_2 = \frac{1}{\text{с}}\int_{\dot{\xi}_{\text{с}}}^{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\frac{\sqrt{\bar{k}\,Pr}}{\bar{k}}\frac{3}{2}\Delta f\left[-\frac{1}{\dot{\xi}_{\text{кр}}} + \frac{\dot{\xi}^2}{\dot{\xi}_{\text{кр}}^3}\right]\frac{d\dot{\xi}}{\dot{\xi}} = \frac{1}{\text{с}}\frac{\sqrt{\bar{k}\,Pr}}{\bar{k}}\frac{3}{2}\Delta f\int_{\dot{\xi}_{\text{с}}}^{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\left(-\frac{1}{\dot{\xi}_{\text{кр}}\cdot\xi} + \frac{\dot{\xi}}{\dot{\xi}_{\text{кр}}^2{}^2}\right)d\dot{\xi}$$

$$= \frac{3\Delta fl}{4bh}\sqrt{\bar{k}\,Pr}\left[-\frac{1}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}(\ln\dot{\xi}_{\text{кр}} - \ln(\sqrt{3}\,\dot{\xi}_{\text{кр}})) + \frac{1}{2\dot{\xi}_{\text{кр}}^3}(\dot{\xi}_{\text{кр}}^3 - 3\dot{\xi}_{\text{кр}}^2)\right] =$$

$$\frac{3}{4}\frac{\Delta fl}{bh}\sqrt{\bar{k}\,Pr}\left[-\frac{1}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\left(\ln\dot{\xi}_{\text{кр}} - \ln\dot{\xi}_{\text{кр}} - \ln\sqrt{3}\right) + \frac{\dot{\xi}_{\text{кр}}^2}{2\dot{\xi}_{\text{кр}}^3}(1-3)\right] = \frac{3}{4}\frac{\Delta fl}{bh}\sqrt{\bar{k}\,Pr}\left(\frac{\ln 3}{2\dot{\xi}_{\text{кр}}} - \frac{1}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right) \quad (33)$$

Выражение (24) для определенияt_1преобразуем к виду

$$t_1 = \frac{(T_{\text{с}0} - T_{\text{с}1})\bar{k}\,l}{2bhv} = \frac{\Delta fl}{2bhv}\sqrt{\bar{k}\,Pr}. \quad (34)$$

Тогда полный цикл релаксационных колебаний определим из выражения

$$t_\Sigma = t_1 + t_2 = \frac{\Delta fl}{2bh}\sqrt{\bar{k}\,Pr}\left[\frac{1}{v} + \frac{3}{2}\left(\frac{\ln 3}{\dot{\xi}_{\text{кр}}} - \frac{1}{\dot{\xi}_{\text{кр}}}\right)\right] = \frac{\Delta fl}{2bh}\sqrt{\bar{k}\,Pr}\left[\frac{1}{v} + \frac{3}{2\dot{\xi}_{\text{кр}}}(\ln 3 - 1)\right] \quad (35)$$

При рассмотрении релаксационных колебаний участка рельса (или колеса) полученные значения амплитуды колебаний ξ_m (23) и периода колебаний t_Σ (35) выражены через дискретные величины, такие как значения коэффициентов трения $f_0(f_{\max}), f_{\min}$, геометрические размеры площадки контакта (l_1, b, h), упругие константы$\bar{k}(\mu, E)$, внешнюю нагрузку $\sqrt{P}$, скорость движения колеса v, радиус колеса r. При этом искомая функция$\xi = \xi(t)$является кусочно-гладкой (непрерывной) функцией, которая на участке $0 \le t \le t_1$ изменяется по линейному закону, так за время протекания этого интервала площадка контакта на рельсе движется совместно с площадкой контакта на колесе. Если обратимся к временному интервалу $t_1 \le t \le t_2$, то здесь сил трения между площадками контакта становится недостаточно для удержания пятна контакта колеса на рельсе, которое находится под воздействием сил упругости и инерции. По истечении временного интервала $(t_1 + t_2)$ пятно контакта колеса на рельсе будет «подхвачено» последующим элементом колеса, где сила трения будет снова уравновешена силами упругости.

Далее цикличность процесса будет многократно повторяться, пока существуют условия возникновения и поддержания релаксационных (разрывных) процессов.

В ряде случаев взаимодействия колеса и рельса имеет место «схватывание» поверхностей контакта, как это описано выше при релаксационных автоколебаниях. В других случаях контактирования колеса и рельса проявляется эффект взаимодействия без видимых остановок, при этом изменяется скорость проскальзывания между площадками и, как следствие, происходит изменение характеристики (коэффициента) трения, как функции скорости скольжения. Такие пульсации силы сопротивления движению приводят к наведению в рельсе, колесе и приводных механизмах колебаний по форме, напоминающих гармонические колебания. Как следует из [12] для моделирования таких автоколебаний достаточно воспользоваться кубической характеристикой процесса трения. Однако, согласно [12] в кубической характеристике трения присутствуют три неизвестные величины – коэффициенты $\bar{a}, \bar{b}$ и критическая скорость проскальзывания $\dot{\xi}_{\text{кр}}$ при которой реализуется $f_{\min}$. Эти величины предлагается определять через f_0 и $f_{\min}$. Вместе с тем, без дополнительных данных по зависимости $f = f(\dot{\xi})$ недостающие величины $\bar{a}, \bar{b}$ и $\dot{\xi}_{\text{кр}} = \sqrt{\frac{\bar{a}}{\bar{b}}}$ найти невозможно.

Поэтому предлагаем аппроксимировать характеристику по экспериментальной кривой, и поставить ей в соответствие функциональную зависимость и затем, путем разложения этой функции в ряд Маклорена (в окрестности точки $\dot{\xi}_{\text{кр}}$) и ограничимся в разложении слагаемыми, пропорциональными $\dot{\xi}$ и $\dot{\xi}^3$. Тогда кубическая характеристика сил трения будет иметь вид:

$$f(\dot{\xi}) = f_0 - f'(\dot{\xi}_{\text{кр}})\dot{\xi} + \frac{f'''(\dot{\xi}_{\text{кр}})\dot{\xi}^3}{6} \tag{36}$$

и коэффициенты $\bar{a}, \bar{b}$ в разложении [12] запишем в виде

$$\bar{a} = f'(\dot{\xi}_{\text{кр}}); \quad \bar{b} = \frac{f'''(\dot{\xi}_{\text{кр}})}{6}.$$

В этом случае усилие сопротивления перекатыванию на основании [3] примет вид (для участка контакта на рельсе)

$$T_{\text{c}} = \frac{-\sqrt{8P\bar{k}r}}{2\bar{k}}\left[f_0 - f'(\dot{\xi}_{\text{кр}})\dot{\xi} + \frac{f'''(\dot{\xi}_{\text{кр}})}{6}(\dot{\xi})^3\right] + \frac{r}{2}\frac{\dot{\xi}}{v} \tag{37}$$

(иначе усилие, приложенное к пятну контакта при сбегании колеса с рельса).

Тогда усилие сопротивления перекатыванию, приложенное к колесу запишем в виде

$$T_c = \frac{\sqrt{8P\bar{k}r}}{2\bar{k}}\left[f_0 - f'(\dot{\theta}_{\text{кр}})\dot{\theta} + \frac{f'''(\dot{\theta}_{\text{кр}})}{6}\theta^3\right] - \frac{r}{2}\frac{\dot{\theta}}{\omega}. \tag{38}$$

Вследствие относительных перемещений волокон бандажа и рельса, обусловленных упругостью их материалов, оказывается, что при движении колеса фактический путь, проходимый его центром не равен пути, проходимым его центром при условии абсолютно жесткого колеса. Это явление носит название псевдоскольжения по Картеру [10]. Псевдоскольжение определяем по

формулам $\delta = \frac{v - r\dot{\varphi}}{v}$; $\delta = \frac{\omega r - v}{v}$, где $v, r\dot{\varphi}$–обозначение линейных скоростей обода колеса; $\omega, \dot{\varphi}$–угловая частота вращения колеса; r – радиус наружных точек колеса; $\dot{\theta} = \dot{\varphi} - \omega$ – угловая скорость проскальзывания колеса.

Запишем дифференциальное уравнение автоколебаний участка рельса на контакте колесо – рельс с учетом (37)

$$\ddot{\xi} + \frac{2}{\gamma \bar{k} {l_1}^2}\xi = -\frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{P}}{\gamma \bar{k} l b h}\left[f_0 - f'\left(\dot{\xi}_{\text{кр}}\right)\dot{\xi} + \frac{f'''\left(\dot{\xi}_{\text{кр}}\right)}{6}\left(\dot{\xi}\right)^3\right] + \frac{r}{\gamma 2 \bar{k} l_1 b h}\frac{\dot{\xi}}{v}, \qquad (39)$$

где l_1, b, h – соответственно длина, ширина и толщина элемента рельса, взаимодействующего с колесом (под hобычно понимают толщину упрочненного слоя участка контакта);

P – вертикальная нагрузка на колесо; r–радиус колеса;

f_0 – наибольшее значение коэффициента трения;

$f_{\min}$ – наименьшее значение коэффициента трения, которое он принимает при значении скорости проскальзывания между колесом и рельсом;

$\dot{\xi} = \dot{\xi}_{\text{кр}}$ – (критическое значение скорости проскальзывания) – постоянная величина.

По аналогии с (39) можно записать уравнение автоколебаний участка колеса на контакте колесо – рельс.

Рассматривая уравнение (39) полагаем, что коэффициенты при $\dot{\xi}$, $(\dot{\xi})^3$ можно трактовать как малые параметры. Тогда считаем, что все слагаемые уравнения имеют один порядок малости, поэтому мы не можем пренебрегать инерционным слагаемым. Поэтому для такого случая возникновения автоколебаний считаем, что эти колебания являются квазигармоническими (то есть близкими к гармоническим собственным колебаниям системы). Отличие от гармонических колебаний будет выражаться в переменных амплитуде и начальной фазе колебаний.

Преобразуем выражение (39) к виду, удобному для применения метода малого параметра.

Для этого перейдем от переменной ξ к переменной q согласно выражению

$$q = \xi - \frac{f\left(\dot{\xi}_{\text{кр}}\right)\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}bh}{\bar{k}^2 \gamma {l_1}^2 bh} = \xi - \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}^2 \gamma {l_1}^2} f\left(\dot{\xi}_{\text{кр}}\right). \qquad (40)$$

Тогда уравнение (39) представим в виде

$$\ddot{q}_\tau + q = \left[\frac{r}{2\bar{k} l {l_1}^2 bh}\frac{\dot{q}_\tau}{v} + \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}\gamma l_1 bh} f'\left(\dot{\xi}_{\text{кр}}\right)\dot{q}_\tau - \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}\gamma l_1 bh} \cdot \frac{f'''\left(\dot{\xi}_{\text{кр}}\right)}{6}\left(\dot{q}_\tau\right)^3\right], \qquad (41)$$

где $c = \frac{2bh}{\bar{k} l_1}$ – продольная жесткость условной балки на контакте колесо – рельс; (γ – удельная масса участка контакта на рельсе или колесе); ω_0 – собственная частота продольных колебаний условной балки на контакте «колесо – рельс»; τ – безразмерное время (t – реальное время).

В выражении (39) приняты обозначения:

$$\omega_0^2 = \frac{2bh}{\bar{k}{l_1}^2 \gamma bh} = \frac{2b}{\bar{k}{l_1}^2 \gamma}; \quad \tau_0 = \omega_0 t = \sqrt{\frac{2b}{\bar{k}{l_1}^2 \gamma}}\, t.$$

Так как в уравнении (39) присутствуют постоянные слагаемые, то решение уравнения (41) содержит помимо общего ещё частное решение, другими словами, решение уравнения (41) ищем в виде

$$\bar{q}(\tau) = q(\tau) + q_0, \tag{42}$$

где q_0 – частное решение имеет вид

$$q_0 = \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}\gamma l_1 bh} f_0.$$

Тогда общее решение переменной части (39), (41) будем искать в виде

$$q(\tau) = \rho\cos(\tau - \nu), \tag{43}$$

гдеρ=ρ(τ) – переменная амплитуда колебаний; ν – начальная фаза.

По аналогии с [14] уравнения первого приближения для определения функцийρ=ρ(τ), $\nu = \nu(\tau)$будут иметь вид

$$\frac{d\rho}{d\tau} = \Phi(\rho); \quad \frac{d\nu}{d\tau} = \psi(\rho), \tag{44}$$

где $\Phi(\rho) = -\frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} F(\rho cos\xi, -\rho sin\xi) sin\xi d\xi$,

$\psi(\rho) = \frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi} F\left(\rho cos\xi, -\rho sin\xi\right) cos\xi d\xi$,

$F(\rho cos\xi, -\rho sin\xi)$– правая часть уравнения (41) без учета постоянного слагаемого $q_0\left\{q_0 = \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}\gamma l_1 bh} f_0\right\}$.

Можно показать, что

$$\begin{cases} \frac{d\rho}{d\tau} = \Phi(\rho) = -\frac{\rho}{2}\left(\alpha + \frac{3}{4}\beta\rho^2\right) \\ \frac{d\nu}{d\rho} = \psi(\rho) = 0 \end{cases}. \tag{45}$$

Состояние равновесия для первого уравнения (45) определяется корнями уравнения

$$\rho\left(\alpha + \frac{3}{4}\beta\rho^2\right) = 0, \tag{46}$$

откуда ρ_1=0; $\rho_2 = \sqrt{-\frac{4}{3}\frac{\alpha}{\beta}}$,

где $\alpha = \frac{r}{2\bar{k}\gamma^2 l_1 bh\nu} + \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}\gamma l_1 bh} f'(\dot{\xi}_{\text{кр}})$, $\beta = -\frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}\gamma l_1 bh} \cdot \frac{f'''(\dot{\xi}_{\text{кр}})}{6}$.

Тогда дифференциальное уравнение для определения переменной амплитуды колебаний будет иметь вид согласно [14]

$$\dot{\rho} = \frac{\alpha}{2} - \frac{3}{4}\frac{\beta}{2}\rho^3. \tag{48}$$

Дифференциальное уравнение (48) перепишем в стандартной форме

$$2\dot{\rho} - \alpha\rho + \frac{3}{4}\beta\rho^3 = 0. \tag{49}$$

В данном уравнении разделим переменные

$$2\int_{\rho_0}^{\rho}\frac{2\rho}{(\alpha-\frac{3}{4}\beta\rho^2)\rho}=\tau\ , \tag{50}$$

откуда

$$\rho(t)=\frac{\sqrt{\alpha}}{\sqrt{\frac{3}{4}\beta-(\frac{3}{4}\beta-\frac{\alpha}{\rho_0^2})e^{-\alpha\tau}}}. \tag{51}$$

Принимаем

$$\rho_0=q_0 \tag{52}$$

в качестве начального условия для переменной амплитуды$\rho(\tau)$. Если устремить время в бесконечность (τ→ ∞), то из выражения (51) следует

$$\lim_{n\to\infty}\rho(\tau)=\rho_{max}=\sqrt{\frac{4}{3}\frac{\alpha}{\beta}}\ , \tag{53}$$

где τ=0; ρ(t)=ρ_0.

Картину возбуждения колебаний можно представить следующим образом: от некоторого толчка на площадке касания возникает пробуксовка (с начальной амплитудой колебаний ρ_0=q_0, при этом возбуждаются неустановившиеся автоколебания, которые через некоторое (небольшое) время устанавливаются и превращаются в стационарные автоколебания.

Выражение (53) определяет максимальную амплитуду автоколебаний в виде корня квадратного из отношения коэффициентов выражений (46), (47), то есть выражения α/βс учетом разных знаков. Данное отношение состоит из двух параметров.

Первый – прямо пропорционален радиусу колеса r,модулю упругости колеса E (или рельса) в степени ½ (через упругую константу $\bar{k}$); обратно пропорционален линейной скорости центра колеса v, корню квадратному из вертикальной нагрузки и коэффициенту $\bar{b}$при кубе скорости проскальзывания ($b=\frac{f'''(\dot{\xi}_{\text{кр}})}{6}$) для характеристики трения скольжения.

Второйкоэффициентпропорционален только критической скорости скольжения, то есть скорости, при которой $f\left(\dot{\xi}_{\text{кр}}\right)=f_{min}$, в этом случае

$$\dot{\xi}_{\text{кр}}=\sqrt{\frac{6f'(\dot{\xi})}{f'''(\dot{\xi})}}=\sqrt{\frac{\bar{a}}{3\bar{b}}}. \tag{54}$$

Таким образом, наибольшее значение амплитуды автоколебаний в развернутом виде может быть представлено следующим образом

$$\rho_m=\sqrt{8\left[\frac{r}{2\gamma\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}vf'''(\dot{\xi})}+\frac{f'(\dot{\xi})\text{кр}}{f'''(\dot{\xi})\text{кр}}\right]}. \tag{55}$$

Из выражения (55) следует, что ρ_m не зависит от размеров площадки контакта и толщины уплотненного слоя (l_1, b, h), при этом для колес с большим радиусом катания наблюдается увеличение ρ_m в степени ¼, кроме того, рост вертикальной нагрузки на колесо Pспособствует снижению амплитуды

автоколебаний ρ_m в степени ¼. Также отметим влияние на ρ_m характеристики трения $f\left(\dot{\xi}_{кр}\right)$ в точке, соответствующей критической скорости проскальзывания $\dot{\xi}_{кр}$.

Для получения деформационного смещения участка контакта перейдем к старой координате ξ(t)

$$\xi(t) = \frac{\sqrt{\alpha}}{\sqrt{\frac{3}{4}\beta - (\frac{3}{4}\beta - \frac{\alpha}{\rho_0^2})e^{-\alpha\omega_0 t}}} \cdot cos\omega_0 t + \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\bar{k}\gamma l_1 bh} f_0 + \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\gamma \bar{k}^2 l_1^2} f\left(\dot{\xi}_{кр}\right) \qquad (56)$$

Обратимся к выражению, описывающему вибрационное смещение участка контакта (56) колеса и рельса, который теоретически представляет эллиптический участок, приобретающий при прирабатывании колеса и рельса прямоугольную форму со сторонами a, b и толщиной h, указанный участок примыкает по длине большой оси эллипса к свободным от нагрузок элементам по длине рельса с помощью продольных связей, имеющих продольную жесткость c.

В силу того, что рассматриваемый участок контакта является растянутым и нагруженным вертикальной нагрузкой, то мы пренебрегаем его вертикальными связями с внутренними слоями, расположенными на глубине рельса $\delta>h$.

Также для участка контакта принимаем, что диссипативные потери при перекатывании колеса (совокупности колес) по рельсу являются «малыми» и на первом этапе рассмотрения сила диссипации, отнесенная к массе участка контакта, является малым параметром и её влиянием на автоколебательный процесс пренебрегаем.

Рассмотрим структуру выражения (56) для перемещения ξ(t), оно состоит из трех составляющих.

Обратимся к первому слагаемому, судя по его виду, оно описывает автоколебательный процесс, происходящий по квазигармоническому закону с собственной частотой колебаний участка контакта колеса и рельса и переменной амплитудой. При этом начальная фаза колебаний, согласно [14], также является малым параметром и поэтому, пренебрегая слагаемым в уравнении (39), содержащим скорость скольжения (и малый параметр), а также начальную фазу, мы не вносим существенных погрешностей в уравнение (39) и его решение (56).

Второе слагаемое выражения (56) представляет собой частное решение уравнения (39) в предположении, что площадка нагружена постоянным растягивающим усилием T_0, а также вертикальным усилием $\sqrt{P}$, при действии на площадке контакта коэффициента трения покоя f_0.

Третье слагаемое представляет собой постоянную составляющую, обусловленную обратной заменой переменной τ на исходную переменную t. Эта составляющая пропорциональна вертикальному усилию $\sqrt{P}$ при действии на площадке контакта коэффициента трения скольжения $f\left(\dot{\xi}_{кр}\right) = f_{min}$.

Относительно постоянных коэффициентов выражения (56) установлено следующее – коэффициент α обратно пропорционален линейной скорости оси колеса (колесной пары) v и прямо пропорционален производной от функции

трения в точке $\dot{\xi}_{кр}$, формула (47), влияние других параметров на α и β не существенно, так как решающее значение имеет отношение (53).

Приведенное выражение (56) может быть непосредственно использовано при определении касательного усилия, передаваемого от колеса рельсу (37).

Однако, в результате дифференцирования (56) и дальнейших преобразований, конечный результат становится громоздким.

Кроме того, при решении уравнения (41) был использован метод Ван дер Поля (метод медленно изменяющихся амплитуд), согласно которому на периодическое решение $\dot{\xi}(t)$ накладываются дополнительные условия [8], [14], использование которых позволяет получить скорость скольжения двух площадок контакта в виде

$$\dot{\xi}(t) = -A(t)\omega_0 \sin(\omega_0 t + \nu), \tag{57}$$

где $A(t) = \frac{\sqrt{\alpha}}{\sqrt{\sqrt{\frac{3}{4}\beta - (\frac{3}{4}\beta - \frac{\alpha}{\rho_0^2})e^{-\alpha t}}}}$ – переменная амплитуда автоколебаний;

ν – начальная фаза автоколебаний, постоянная величина, которая для условий данной задачи принята равной нулю.

При таком подходе и для дальнейших выкладок с использованием выражения для T_C тоже получим громоздкий результат.

Далее обратимся к методу малого параметра при рассмотрении и анализе уравнений (12), (21). Так как масса участка контакта на каждой из контактирующих деталей будет незначительной, то будем считать её малым параметром μ при старшей производной $\mu = \gamma l_1 bh$, тогда вместо уравнения (12) или (21) будем иметь

$$c\xi(t) = T_c(\dot{\xi}), \tag{58}$$

то есть в уравнении (12) или (21) пренебрегаем инерционной составляющей.

Отсюда, для того чтобы получить усилие перекатыванию колеса достаточно выражение (56) умножить на жесткость наружных слоев площадки контакта (как для рельса, так и для колеса) $c = \frac{2bh}{\bar{k} l_1}$, тогда получим (или в виде (63))

$$T_c = \frac{2bh}{\bar{k} l_1} \cdot \frac{\sqrt{\alpha}}{\sqrt{\sqrt{\frac{3}{4}\beta - \left(\frac{3}{4}\beta - \frac{\alpha}{\rho_0^2}\right)e^{-\alpha\omega_0 t}}}} \cdot cos\omega_0 t + \frac{2\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}bh}{\gamma \bar{k}^2 l_1^2 bh} f_0 + \frac{\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}2bh}{\gamma \bar{k}^3 l_1^3} f_{min} \tag{59}$$

Введем обозначения

$$T_1 = \frac{2bh}{\bar{k} l_1} \cdot \frac{\sqrt{\alpha}}{\sqrt{\sqrt{\frac{3}{4}\beta - \left(\frac{3}{4}\beta - \frac{\alpha}{\rho_0^2}\right)e^{-\alpha\omega_0 t}}}}; \tag{60}$$

$$T_0 = T_2 + T_3 = \frac{2\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\gamma \bar{k}^2 l_1^2} f_0 + \frac{2\sqrt{2\bar{k}}\sqrt{Pr}}{\gamma \bar{k}^3 l_1^3}. \tag{61}$$

Таким образом, касательная нагрузка, приложенная к площадке контакта

колеса и рельса, а также впереди гребня на рельсе, образованного набегающим колесом (или аналогичного гребня на колесе) может быть представлена как параметрическая нагрузка в форме Матье-Хилла в виде

$$T_c = T_1(t)cos\omega_0 t + T_0 \quad (62)$$

или $$T_c = T_1 cos\omega_0 t + T_0, \quad (63)$$

если считать для некоторого короткого промежутка времени $T_1 = const$.

Отметим, что амплитудное значение T_1совпадает по величине ρ_m с точностью до постоянного множителя и при этом не зависит от размеров площадки контакта и толщины уплотненного слоя. Судя по формулам (55), (60) определяющими факторами для увеличения ρ_m являются: $\sqrt{r}, \sqrt{E}, \frac{1}{\sqrt{P}}, v$,а также составляющие элементы характеристики трения. Величины $\sqrt{r}, \sqrt{E}$ являются заданными, скорость v (состава) изменяется в широких пределах и только нагрузкой на колесо $\frac{1}{\sqrt{P}}$ можно уменьшить амплитуды автоколебаний ведущих колес, а также повысить работоспособность пары колесо – рельс за счет поверхностного упрочнения наружных слоев взаимодействующих деталей.

Рассмотрим механику деформационных процессов на рельсе в области, расположенной впереди катящегося колеса. Представим, что сила сопротивления перекатыванию T_C «соскочив» с площадки контакта, передается на деформационный гребень, расположенный впереди точки взаимодействия колеса и рельса. При этом существует два подхода к определению части усилия T_C, передаваемого на деформационный гребень

I – усилие на гребне зависит от растяжения площадки контакта Δl_1и сжатия участка рельса, опережающего деформационный гребень Δl_2, принимаем равным приращению длины участка контакта $\Delta l_1 = \Delta l_2$.

II – усилие T_C полностью передается деформационному гребню, исходя из предположения, что незначительная часть T_C вызывает растяжение участка контакта, а превалирующая его часть вызывает сжатие поверхностных слоев материала впереди гребня (остановимся на II подходе). При движении колеса образовавшаяся деформационная волна перемещается вдоль рельса со скоростью v колеса (экипажа).

Рассматриваемый рельсовый путь схематизирован в виде анизотропной среды, представленной тонким поверхностным слоем, соединенным упругими связями (в основном вертикальными) с менее прочной сердцевиной. Как следует из работы [15] поверхностные деформационные эффекты проявляются в тонких наружных слоях, поэтому расчетная схема задачи представлена в виде деформированного поверхностного слоя, опирающегося на упругое основание и нагруженного продольной (параметрической) нагрузкой T_C, формула (59)или (62). Поверхностный слой толщиной h под действием нагрузки T_C претерпевает потерю продольной устойчивости, как для случая балки с упругим Винклеровым основанием [16].

Если считать нагрузку T_c, приложенной к гребню на рельсе, то она приводит к волнообразным деформациям поверхностных слоев, которые могут принимать

упругий и неупругий характер. То есть волна деформации с несколькими гребнями опережает набегающее колесо (рисунок 4).

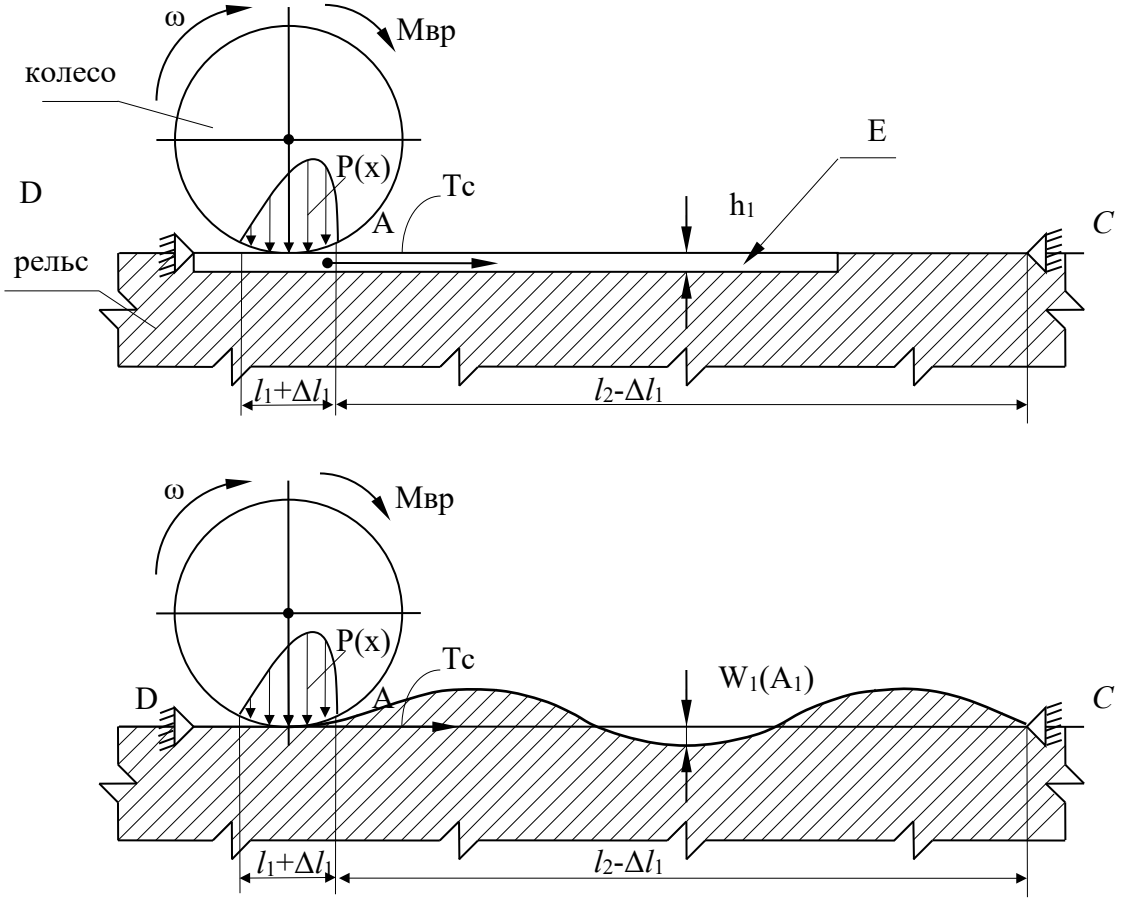


Рисунок 4 - К деформированию поверхности слоев рельса вперед набегающего колеса

E – поверхностный слой рельса в виде балки на упругом основании;
H – толщина балки;
D, A, C – условные опоры балки

Эта волна находится в подвижном состоянии (бегущая волна), причем длина этого участка и количество полуволн деформации пока остаются неизвестными. Для определения длины деформационных поверхностных слоев рельса используем подход, примененный в работе [17]. В работе показано, что, если $T_c \geq T_{кр}$, то форма поверхностных слоев приобретает вид синусоидальной кривой («остаточной» волновой поверхности). В случае, когда T_c несколько меньше $T_{кр}$ ($T_c < T_{кр}$), то волнообразование тоже происходит, при этом деформации поверхностных слоев не будут остаточными.

Для определения величин l_2, kдлины деформированного участка и количество полуволн будем исходить из результатов работ [15], [16], [17]. Как следует из [16] жесткость упругого основания связана с длиной балки, потерявшей упругую устойчивость, и числом полуволн. Далее используем уравнение продольного изгиба поверхностных слоев [17], из которого определим критическую силу $T_{кр}$. Это уравнение будет иметь вид

$$E_n I \frac{d^4 w}{dx^4} + T_{кр} \frac{d^2 w}{dx^2} + \beta w = 0. \quad (64)$$

Решение (64) ищем в виде $w(x) = w_k sin\frac{k\pi x}{l}$ (65)

После подстановки (65) в уравнение (64) получим

$$E_n I\frac{k^4\pi^4}{l^4}w_k sin\frac{k\pi x}{l} - T_{кр}\frac{k^2\pi^2}{l^2}w_k sin\frac{k\pi x}{l} + \beta w_k sin\frac{k\pi x}{l} = 0, \quad (66)$$

Откуда критическая сила будет равна

$$T_{кр} = E_n I\frac{k^2\pi^2}{l^2} + \frac{\beta l^2}{k^2\pi^2} = E_n I\frac{k^2\pi^2}{l^2} + \frac{E}{2}\frac{k\pi}{l}\frac{l^2}{k^2\pi^2}. \quad (67)$$

В приведенных выражениях (64), (65), (66)

$w_к$ – амплитудные значения прогибов для различных форм потери устойчивости;

w(x) – форма прогибов поверхностных слоев рельса, которые опираются на внутренние слои материала рельса;

$T_{кр}$=T_0 – установившееся значение продольной оси, близкое к своему критическому значению;

$\bar{\beta} = \frac{E\bar{\alpha}}{2}$ – жесткость внутренних слоев материала (представленного как упругое основание);

E –модуль упругости основания;

$\bar{\alpha} = \frac{k\pi}{l}$ – число полуволн деформации на участке рельса длиной π;

k –число полуволн на участке деформированного рельса длиной l;

Величины l, k, $\bar{\alpha}$ – подлежат определению.

С другой стороны, критическая сила связана с количеством полуволн на изогнутой поверхности наружных слоев рельса по аналогии с работой [16].

В работе [17] получено соотношение между длиной деформационного участка и количеством полуволн

$$l^3 = k^3\pi^3\frac{2E_n I}{E} + k^2\pi^2\frac{4E_n I}{E}k. \quad (68)$$

Также в работе [17] получено выражение для определения количества полуволн k на участке рельса длиной l

$$k = \frac{l}{\pi}\sqrt[3]{\frac{E}{4E_n I}}, \quad (69)$$

где E_n – модуль упругости поверхностных слоев рельса;

$I = \frac{bh^3}{12}$ – момент инерции поперечного сечения наружных (поверхностных) слоев рельса;

b – ширина поверхностных слоев рельса (часто принимается равной ширине площадки контакта колеса и рельса или принимается балка-полоска единичной ширины, b = 1);

h– высота балки-полоски из деформированных поверхностных слоев.

Как было установлено [15], для балок на упругом основании критическая сила связывается с числом полуволн на деформированной поверхности наружных слоев рельса. Приравнивая выражение (67) к выражению критической силы, составленному относительно числа полуволн на деформированном

участке рельса, получим следующее выражение

$$\frac{k^2\pi^2}{l^2}+\frac{E}{2E_nI}\frac{l}{k\pi}=\frac{2k^2\pi^2}{l^2}+\frac{2k\pi^2}{l^2}+\frac{\pi^2}{l^2}, \quad (70)$$

$$\frac{E}{(2E_nI)k\pi}l^3=k^2\pi^2+2k\pi^2+\pi^2, \quad (71)$$

Тогда $l^3=k^2\pi^2\cdot k\pi\frac{2E_nI}{E}+2k^2\pi^3\frac{2E_nI}{E}+k\pi^3\frac{2E_nI}{E}$. (72)

Используя соотношения $\bar{\alpha}=\frac{k\pi}{l}$; $\bar{\beta}=\frac{E\bar{\alpha}}{2}$, а также выражение

$$k=\frac{l}{\pi}\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}, \quad (73)$$

связывающее длину деформированного участка балки-полоски с количеством полуволн деформации [16], представим выражение (72)

$$l^3=\frac{l^3}{2}\left(\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\right)^3\frac{4E_nI}{E}+4\pi l^2\left(\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\right)^2\frac{E_nI}{E}+\pi l\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\frac{2E_nI}{E} \quad (74)$$

$$l^2-\pi l\left(\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\right)^2\frac{4E_nI}{E}-\pi^2\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\cdot\frac{4E_nI}{E}=0. \quad (75)$$

$l_0\equiv 0$;

$$l_{1,2}=\frac{\pi}{2}\left(\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\right)^2\frac{4E_nI}{E}\pm\sqrt{\frac{\pi^2}{4}\left(\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\right)^4\frac{16E_n^2I^2}{E^2}+\pi^2\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\cdot\frac{4E_nI}{E}};$$

$$l_{1,2}=\pi\left(\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\right)^2\frac{4E_nI}{E}\pm\pi\sqrt{\frac{1}{4}\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\frac{4E_nI}{E}+\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}\frac{4E_nI}{E}};$$

$$l_{1,2}=\pi\sqrt[3]{\frac{4E_nI}{E}}\pm\pi\sqrt{2\left(\sqrt[3]{\frac{4E_nI}{E}}\right)^2}=\pi(1\pm\sqrt{2})\sqrt[3]{\frac{4E_nI}{E}}. \quad (76)$$

Таким образом, получим один корень (l_2), который удовлетворяет условию задачи

$$l_2=\pi(1+\sqrt{2}\sqrt[3]{\frac{4E_nI}{E}}. \quad (77)$$

Обратимся к выражению (77), тогда число полуволн деформации на участке рельса, потерявшего продольную устойчивость в своих верхних слоях, будет равно

$$k=\frac{\pi(1+\sqrt{2})}{\pi}\sqrt[3]{\frac{4E_nI}{E}}\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}=1+\sqrt{2}\,. \quad (78)$$

Следовательно, число полуволн впереди катящегося колеса не зависит от нагрузки, площади поперечного сечения балки-полоски и других факторов.

Рассмотрим зависимость длины деформированного участка рельса от

нагрузки и механических свойств слоя, подставив сначала в формулу (76) выражение для момента инерции прямоугольного поперечного сечения балки-полоски в её поверхностных слоях толщиной h_1, определяемой из приближенного выражения

$$h_1 = \sqrt{\frac{P}{\sigma_T}}, \tag{79}$$

где P– вертикальная нагрузка на колесо (сосредоточенная или распределенная по ширине площадки контакта);

σ_T – предел текучести материала рельса (или бандажа колеса), величина, изменяющаяся под воздействием возрастающей нагрузки P, или в результате увеличивающегося количества циклов прохождения колес по рассматриваемому участку рельса.

Как следует из [5], [15] нагрузки, например, по линейному закону способствует росту σ_T в степени меньше единицы. Этим объясняется то, что с ростом нагрузки P, происходит плавное увеличение толщины уплотненного слоя рельса (и колеса) и, как следствие, увеличение усталостной прочности контактирующей пары. То есть под действием возрастающей сжимающей нагрузки на колесо и рельс глубина упрочненного слоя изменяется в широких пределах и достигает 25 мм и более, при этом микротвердость увеличивается на 20 – 50% и предел усталости материала колеса и рельса повышается до 80% и более.

Возникающая продольная волна при качении колеса по рельсу на 2,5 полупериода опережает точку контактирования колеса с гребнем волны на рельсе (её передний фронт) и формирует остаточные деформации, опережающие переднюю точку взаимодействия подвижной пары, которые сглаживаются после повторного прохождения колес по деформированным участкам колеса, что наглядно просматриваются при наблюдении за состоянием железнодорожных и трамвайных путей. Аналогичные процессы имеют место при протекании технологических процессов прокатки (холодной) и обкатки (накатки). Поэтому умеренное повышение давления на колесо, в пределах 20 – 25%, может привести к реальному повышению долговечности пары колесо – рельс в результате повышения пределов усталости материалов деталей. При этом чрезмерное увеличение давления может способствовать перенаклепу поверхности и её последующему разрушению [5].

Пока остался открытым важный вопрос об образовании волнистой поверхности впереди движущегося колеса и определения амплитуды деформационной волны. Для этого обратимся к уравнению деформации (64), согласно которому рассматриваем с учетом укорочения длины балки-полоски l на величину Δl_1 при однородных граничных условиях.

Для определения амплитуды квазистатической волны деформации при продольно-поперечном изгибе уплотненных поверхностных слоев будем исходить из того, что касательное усилие T_c, приложенное в зоне взаимодействия колеса с рельсом, растягивает площадку контакта (размером axb) и сжимает участок рельса перед набегающим колесом (длиной l_2). Если исходить из

неразрывности деформаций, то растянутый участок удлинится на величину Δl_1, а сжатый укоротится на величину Δl_1 ($\Delta l_1=\Delta l_2$), и на длинеl_2 приобретет волнистую поверхность, тогда удлинение площадки контакта ($a=l_1$)будет равно

$$\Delta l_1 = \frac{T_c a}{E_n F}, \tag{80}$$

где $T_c \geq T_{кр}$ – касательная нагрузка, приложенная к рельсу и ненамного превышает критическую силу для уплотненных поверхностных слоев; $a=l_1$– длина участка контакта между колесом и рельсом (длина большой полуоси эллиптической площадки контакта); E_n– модуль Юнга для поверхностных слоев; $F=bh$ – площадь поперечного сечения балки-полоски (её наружных слоев).

Рассматривая участок рельса перед гребнем (l_2), считаем, что в силу совместности деформаций участков l_1 и l_2 последний сожмется на ту же величину Δl_1, при этом форма его сжатой поверхности в продольном сечении приобретет вид синусоиды [17]

$$y = A_1 sin \frac{k\pi x}{l_2}, \tag{81}$$

где A_1 –амплитуда волны деформации поверхностных слоев, которая подлежит определению; k – количество полуволн деформации, которое соответствует форме потери устойчивости (минимальная критическая сила $_{min}T_{кр}$ соответствуетk = 1).

Как было установлено, длина деформированного участка впереди катящегося колеса, определяется по формуле (77) и зависит от соотношения модулей упругости поверхностных и глубинных слоев материала и поперечных размеров гипотетической балки, нагруженной продольной силой и, получившей помимо продольных, еще и изгибные деформации (в виде одной полуволны синусоиды) с амплитудным значением A_1. Исходя из работы балки на устойчивость в работе [17] установлено, что продольное перемещение через величины A_1иl выражается в форме

$$\Delta l_1 = \frac{\pi^2 A_1^2}{4 l_1} + \frac{3}{64}\frac{\pi^4 A_1^4}{l_1^3} + \cdots. \tag{82}$$

Формула выведена исходя из взаимосвязи между продольными и поперечными перемещениями подвижного конца гипотетической балки при определении длины дуги деформационной волны в результате разложения подинтегрального выражения для Δl_1 в ряд согласно биному Ньютона. (В разложении ограничимся двумя слагаемыми, содержащими A_1^2, A_1^4).

Приравнивая правые части выражений (80), (82) получим зависимость

$$\frac{3}{64}\frac{\pi^4}{l^3} A_1^4 + \frac{\pi^2}{4l} A_1^2 = \frac{T_1 a}{E_n F}. \tag{83}$$

Преобразуя (83), получаем биквадратное уравнение для определения амплитуды деформационной волны впереди катящегося колеса

$$A_1^4 + \frac{16}{3}\frac{l^2}{\pi^2} A_1^2 - \frac{64}{3}\frac{l^3}{\pi^4}\frac{T_1 a}{E_n F} = 0. \tag{84}$$

Решение (84) ищем, исходя из вспомогательного квадратного уравнения

$$B^2 + \frac{16}{3}\frac{l^2}{\pi^2}B - \frac{64}{3}\frac{l^3}{\pi^4}\frac{T_1 a}{E_n F} = 0. \quad (85)$$

Уравнение (85) допускает решение

$$B_{1,2} = -\frac{8}{3}\frac{l^2}{\pi^2} \pm \sqrt{\frac{64}{9}\frac{l^4}{\pi^4} + \frac{64}{3}\frac{l^3}{\pi^4}\frac{T_1 a}{E_n F}}. \quad (86)$$

Принимаем корень $B_1>0$, тогда амплитуду A_1 определяем из выражения

$$A_1 = \sqrt{-\frac{8}{3}\frac{l^2}{\pi^2} + \sqrt{\frac{64}{9}\frac{l^4}{\pi^4} + \frac{64}{3}\frac{l^3}{\pi^4}\frac{T_1 a}{E_n F}}}. \quad (87)$$

То есть биквадратное уравнение для амплитуд допускает единственное положительное решение.

В приведенных выражениях (81) – (87)

$l = \pi(1+\sqrt{2})\sqrt[3]{\frac{4E_n}{E}\frac{bh^3}{12}}$ – длина деформированного участка рельса;

$F=bh$ – площадь поперечного сечения гипотетической балки;

T_c – касательное усилие при взаимодействии колеса и рельса ($T_c \geq T_{кр}$, формула (67) (для критической силы балки на упругом основании);

$a = \sqrt{8\bar{k}Pr}$ – длина площадки контакта колеса и рельса.

Для небольших поперечных прогибов, если действующее касательное усилие не намного превышает $T_{кр}$, что имеет место при продольном изгибе поверхностных слоев рельсов, можно при определении амплитуд изгибных деформаций пренебречь в (83) слагаемым, содержащим A_1^4, тогда приближенная формула для вычисления амплитуд примет вид

$$A_1 = \frac{2}{\pi}\sqrt{\frac{T_1 l}{E_n F}}. \quad (88)$$

В работе [18] получено выражение для определения продольного перемещения свободного конца балки в предположении, что поверхностные слои балки изогнуты по одной полуволне синусоиды, выражение (82). Если считать, что деформация поверхностных слоев произошла по k полуволнам синусоиды, то вместо выражения (83) получим

$$\frac{3}{64}\frac{k^4\pi^4}{l^3}A_1^4 + \frac{k^2\pi^2}{4l}A_1^2 = \Delta l_1. \quad (89)$$

Подставим в выражение (89) вместоk его значение (73), то будем иметь

$$\frac{3}{64}\frac{l^4\pi^4}{\pi^4 l^3}\sqrt[3]{\left(\frac{E}{4E_n I}\right)^4}A_1^4 + \frac{l^2\pi^2}{4\pi^2 l}\sqrt[3]{\left(\frac{E}{4E_n I}\right)^2}A_1^2 = \Delta l_1. \quad (90)$$

Выразив lчерезk получим

$$\frac{3}{64}A_1^4 k\sqrt[3]{\frac{4E_nI}{E}}\sqrt[3]{\left(\frac{E}{4E_nI}\right)^4}+\frac{A_1^2 k}{4}\sqrt[3]{\frac{4E_nI}{E}}\sqrt[3]{(\frac{E}{4E_nI})^2}=\Delta l_1. \quad (91)$$

$$\frac{3}{64}k\sqrt[3]{(\frac{E}{4E_nI})^3}A_1^4+\frac{k}{4}\sqrt[3]{\frac{E}{4E_nI}}A_1^2-\Delta l_1=0. \quad (92)$$

Тогда биквадратное уравнение для определения амплитуды деформации поверхностных слоев рельса запишем в виде

$$A_1^4+\frac{16}{3}\sqrt[3]{(\frac{4E_nI}{E})^2}A_1^2-\frac{T_1 a}{E_nF}\frac{256}{3k}\frac{E_nI}{E}=0. \quad (93)$$

Откуда квадрат положительного значения корня выражения (93) получим в виде

$$B_1=-\frac{8}{3}\sqrt[3]{\left(\frac{4E_nI}{E}\right)^2}+\sqrt{\frac{64}{9}\sqrt[3]{(\frac{4E_nI}{E})^4}+\frac{T_1 a}{1+\sqrt{2}}\cdot\frac{I}{FE}\cdot\frac{256}{3}}, \quad (94)$$

где k – число полуволн деформации, принято равным $k=1+\sqrt{2}$.

Окончательно значение амплитуды волны деформации поверхностных слоев представим в виде

$$A=+\sqrt{-\frac{8}{3}\sqrt[3]{\left(\frac{4E_nI}{E}\right)^2}+\sqrt{\frac{64}{9}\sqrt[3]{(\frac{4E_nI}{E})^4}+\frac{T_1 a}{1+\sqrt{2}}\cdot\frac{I}{FE}\frac{256}{3}}}. \quad (95)$$

Таким образом, значение амплитуды поперечных деформаций поверхностных слоев рельса (или колеса) прямо пропорционально корню четвертой степени из касательного усилия T_1 и длины площадки контакта между колесом и рельсом a, прямо пропорционально корню квадратному из толщины поверхностного слоя h, обратно пропорционально корню четвертой степени из величины модуля упругости внутренних слоев рельса (или колеса), в зависимости от постановки задачи (для колеса или рельса).

Рассматривая нагружение поверхностных слоев рельса (или колеса) усилиями, которые обеспечивают потерю местной устойчивости поверхностных слоев, получены зависимости для определения критических сжимающих усилий, длины участка потери местной устойчивости поверхностных слоев, количества полуволн деформации на этой длине, амплитуды деформации балки-полоски. Причем, полученные величины выражены через критическую силу, размеры площадки контакта колеса и рельса, длину, ширину и толщину балки-полоски, модули упругости для поверхностных и внутренних слоев деталей (рельса и обода колеса).

Указанные величины рассчитаны исходя из статического характера действия касательных нагрузок.

Обратимся к поверхностным слоям рельса. Эти слои нагружены

касательной силой T_c, которая направлена вдоль рельса и может способствовать возникновению двух движений деформационной волны:

1) Статическая деформационная волна перемещается вдоль рельса с линейной скоростью движения колеса (экипажа) (более точно – квазистатическая).

2) Динамическая деформационная волна, которая накладывается на статическую за счет проявления фрикционной нестационарной составляющей касательного усилия T_c.

Как следует из двойственного характера касательных нагрузок, которые формируются на площадке контакта колеса и рельса, при взаимном проскальзывании контактирующей пары, расчетная касательная нагрузка T_c ($T_{кр}$) с наложенными самовозбуждающимися колебаниями для деформированного участка рельса является параметрической нагрузкой. Эта нагрузка может привести к раскачке параметрических колебаний и проявления параметрического резонанса на переменном плече, равном изменяющемуся поперечному прогибу рассматриваемой балки-полоски.

В силу того, что статическое состояние такой балки является неустойчивым, то под воздействием взаимного проскальзывания и псевдоскольжения контактирующих деталей при переменном трении возникают автоколебания на участке контакта, которые приводят к нарастающим параметрическим колебаниям (в том числе и к параметрическому резонансу) на участке рельса длиной l впереди набегающего колеса.

Рассматривая дифференциальное уравнение самовозбуждающихся колебаний, получаем выражение для виброперемещений площадки контакта. После дифференцирования выражения (56) по времени и подстановки его в (37) получаем выражение для касательного усилия T_c. Из анализа выражений (37), (38), (63) следует, что функция T_c является периодической. Гармонической функцию можно условно считать, если амплитуда автоколебаний является медленно изменяющейся функцией, и скорость движения экипажа в рассматриваемом временном интервале может быть принята постоянной. Представленные выражения для T_c используем для составления уравнения параметрических колебаний тонкого слоя рельса впереди движущегося колеса относительно подвижной системы координат (где продольная координата перемещается совместно с началом системы отсчета O_1со скоростью экипажа v.

Составим дифференциальное уравнение колебаний условной балки, перемещающейся вместе с опорами балки-полоски конечной длины l, нагруженной переменной силой сопротивления перекатыванию T_c, согласно (37), причем балка ещё дополнительно опирается на упругое основание внутренних слоев с коэффициентом отпора $\bar{\beta} = \frac{E\bar{\alpha}}{2}$ (рис.4).

Реактивное усилие от упругого основания внутренних слоев рельса пропорционально упругой (вертикальной) просадке балки-полоски(w).

Для того, чтобы в уравнение продольного изгиба балки-полоски ввести распределенную нагрузку в виде отпора упругого основания [8], его необходимо дважды продифференцировать по продольной координате. Балку-полоску

считаем системой инерционной, поэтому в уравнение введем еще и силы инерции, тогда будем иметь

$$E_n I \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + T_c\left[\dot{\xi}(t)\right]\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{E\bar{\alpha}}{2} w + m_0 \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0, \quad (96)$$

с учетом граничных и начальных условий

$$w = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0; \quad \frac{\partial w(x_0,0)}{\partial t} = v_0, \quad (97)$$

где $\bar{\alpha} = \sqrt[3]{\frac{E}{4E_n I}}$ – число полуволн балки-полоски на участке балки длиной π;

x_0 – некоторое значение x из интервала $0 \le x_0 \le l$;

ξ(t), $\dot{\xi}(t)$ – соответственно относительное смещение деталей пары при контакте и скорость этого смещения;

m_0 – погонная масса по длине балки-полоски (толщиной h_1).

Если считать

$$w = w(x,t) = A_k(t) sin\frac{k\pi x}{l}, \quad (98)$$

где w –поперечный прогиб балки-полоски, переменный во времени и по длине балки, тогда (96) приводится к виду

$$m_0 \frac{d^2 A_k}{dt^2} + E_n I \frac{k^4\pi^4}{l^4} A_k + T_c\left[\dot{\xi}(t)\right]\frac{k^2\pi^2}{l^2} A_k + \frac{E}{2}\alpha A_k = 0. \quad (99)$$

Так как уравнения (99) идентичны для всех форм колебаний при любых k, то в разложении (98) для прогибов достаточно ограничится первой формой потери устойчивости, поэтом индекс k может быть в дальнейшем опущен (в нашем случае принимаем $k = 1$). Кроме A_kэто касается μ_k, Ω_k.

Если касательную нагрузку T_c на основании (37), (63) можно представить изменяющейся по гармоническому закону

$$T_c = T_0 + T_1 cos\theta t, \quad (100)$$

то уравнение (99) может быть приведено к виду

$$\frac{d^2 A_k}{dt^2} + \omega_k^2\left(1 - \frac{T_0 + T_t cos\theta t}{T_k^*}\right) A_k = 0, \quad (k = 1,2,3,\dots), \quad (101)$$

где – $\omega_k^2 = \frac{1}{m_0}(\frac{k^4\pi^4}{l^4} E_n I + \bar{\beta})$ – квадрат k-ой частоты колебаний незагруженной балки-полоски (lxbxh) с индексом k; T_0–постоянная составляющая касательной силы; $T_k^* = \frac{k^2\pi^2 EI}{l^2} + \frac{\bar{\beta} l^2}{k^2\pi^2}$–значение критической касательной силы для формы потери устойчивости с индексом k; $\bar{\beta} = \frac{E\bar{\alpha}}{2}$– коэффициент отпора (жесткость) упругого основания; T_t – амплитуда колебаний касательной силы.

Введем обозначения:

$$\Omega_k = \omega_k \sqrt{1 - \frac{T_0}{T_k^*}} \quad (102)$$

- частота собственных колебаний балки-полоски, нагруженной постоянной составляющей касательной силы (для формы колебаний с индексом k);

$$\mu_k = \frac{T_t}{2(T_k^* - T_0)} \quad (103)$$

- коэффициент возбуждения нагрузки, которой для многих систем является малым параметром [14].

Тогда уравнение (101) преобразуется к виду:

$$\frac{d^2 A_k}{dt^2} + \Omega_k^2 (1 - 2\mu_k cos\theta t) A_k = 0 \quad (k = 1,2,3 \dots). \quad (104)$$

Опуская индексы k, при этом считаем $k = 1$.

$$A_1'' + \Omega_1^2 (1 - 2\mu_1 cos\theta t) A_1 = 0. \quad (105)$$

Уравнение (105) является уравнением Матье, которое описывает прохождение наложенных параметрических колебаний на деформированный поверхностный слой рельса.

В случае, когда касательная сила изменяется по более общему закону

$$T_c = T_0 + T_1 \Phi(t), \quad (106)$$

где $\Phi(t)$ – периодическая сила с периодом $\frac{2\pi}{\theta}$, тогда вместо уравнения (105) приходим к уравнению

$$A_1'' + \Omega_1^2 (1 - 2\mu_1 \Phi(t)) A_1 = 0 \quad (107)$$

более общего вида, которое называется уравнением Матье-Хилла.

Так как функция T_cсостоит из постоянной и переменной частей, где T_0 представляет собой постоянную часть параметрической нагрузки, под воздействием которой нагруженные слои балки-полоски являются сжатой (относительно тонкой) балкой на упругом основании, которая может потерять продольную устойчивость, а переменная составляющая внешней касательной нагрузки (относительно небольшой части от параметрической нагрузки) вызывает устойчивые или неустойчивые колебания поверхностных слоев в виде функции времени для огибающих амплитуд параметрических колебаний, которые зачастую приводят к параметрическому резонансу.В большинстве случаев колебательный процесс в поверхностных слоях происходит по закону

$$A_1(t) = C_1 e^{\mu t} \psi_1(t) + C_2 e^{\mu t} \psi_2(t). \quad (108)$$

В приведенном выражении (108)

C_1, C_2 – некоторые произвольные постоянные, определяемые из начальных условий задачи; μ – некоторый малый параметр; $\psi_1(t)$; $\psi_2(t)$–произвольные линейно независимые периодические функции времени, от удачного выбора которых зависит конечный результат решения задачи.

Существуют математические методы решения дифференциальных уравнений, которые позволяют найти два линейно независимых частных решений задачи [19]. Этот прием позволяет построить решение задачи (98), используя найденные функции$\psi_1(t)$; $\psi_2(t)$.

Для количественного решения задачи о возникновении параметрических колебаний и параметрического резонанса в поверхностных слоях рельса (или

колеса, в зависимости от постановки задачи) применим приближенное решение дифференциального уравнения по методу ВКБ (Вентцеля, Крамерса, Бриллюэна и Джефриса), [20], которое позволит построить решение как уравнения Матье, так и уравнения Матье-Хилла.

Для применения метода запишем уравнение (107) в виде

$$A_k'' + \frac{EIk^4\pi^4}{l^4 m_0}\left[1 + T_c(t)\frac{m_0}{EI}\frac{l^2}{k^2\pi^2}\right]A_k = 0 \qquad (109)$$

или

$$A_k'' + \left[\frac{EIk^4\pi^4}{l^4 m_0} + T_c(t)\frac{k^2\pi^2}{l^2}\right]A_k = 0. \qquad (110)$$

Если выражение в квадратных скобках вместе с постоянным коэффициентом в формуле (109) обозначить через $\Omega_{*k}^2(t)$и выражение в квадратных скобках в формуле (110) обозначить через $\Omega_{*k}^2(t)$, то получим обыкновенное дифференциальное уравнение второго порядка с переменной (плавающей) частотой $\Omega_{*k}^2(t)$, эквивалентное (109) и (110)

$$A_k'' + \Omega_{*k}^2(t)A_k = 0. \qquad (111)$$

Как видим из (111), выражения для определения функции амплитуд соответствующих различным формам колебаний совершенно индентичны.

При этом критическая сила, соответствующая второй форме колебаний будет в четыре раза больше, чем для первой форме колебаний, тогда возможность реализации второй и последующих форм колебаний будет значительно меньшей.

На основании приведенных соображений запишем уравнение для определения функции амплитуд колебаний, опуская индексы

$$A'' + \Omega_*^2(t)A = 0. \qquad (112)$$

В приведенном уравнении (112) функция$\Omega_*(t)$имеет смысл «плавающей» частоты колебаний около своего среднего значения.

Обращаясь к уравнению (110), заключаем, что оно является уравнением Хилла, для построения решения такого уравнения необходимо найти два частных решения $\psi_1(t)$; $\psi_2(t)$, которые являются периодическими и линейно независимыми. Ответ на этот вопрос не очевиден. Если ориентироваться на уравнение (112), то его решение может быть построено по методу ВКБ [20] в следующем виде

$$A_1(t) = \sqrt{\frac{\Omega_{*0}}{\Omega_{*1}}}A_0 cos\int_0^t \Omega_{*1}(t)\,dt + \frac{1}{\sqrt{\Omega_{*1}\Omega_{*0}}}\left(\dot{A}_0 + \frac{\dot{\Omega}_1}{\Omega_{*0}}A_0\right) sin\int_0^t \Omega_{*1}dt, \qquad (113)$$

где$A(0) = A_0$; $\dot{A}(0) = \dot{A}_0$; $\Omega_{*0} = \Omega_*(0)$; $\dot{\Omega}_{*0} = \dot{\Omega}_*(0)$.

Выражение (113) может быть принято в качестве приближенного решения (112), если выполняется условие

$$\left|0{,}5\frac{\ddot{\Omega}_{*1}}{{\Omega_{*1}}^3} - 0{,}75\left(\frac{\dot{\Omega}_{*1}}{\Omega_{*1}^2}\right)^2\right| << 1. \qquad (114)$$

На практике наиболее опасным является режим, соответствующий первой собственной форме колебаний поверхностных слоев (или первой форме потери продольной устойчивости), то есть при k=1.

Для анализа решения уравнения (112) удобнее обратиться к одному из вариантов метода ВКБ (Джефриса) [19].

Суть решения (112) состоит в том, что исходное уравнение представим в форме

$$A_1''(t) - [\bar{\rho}_1^2 h(t) + g_1(t)]A_1(t) = 0\ . \qquad (115)$$

Исходя из (109) и (110)

$\bar{\rho}_1^2 = \frac{E_n I k^4 \pi^4}{l^4\, m_0}$; $h_1(t) = -1$; $g_1(t) = -T_c(t)\frac{k^2\pi^2}{l^2}$ при $k = 1$.

Для понижения порядка уравнения (115) используем подстановку

$$A_1(t) = \exp(\bar{\rho}_1 \int u(t)dt. \qquad (116)$$

В результате подстановки переходим к уравнению первого порядка относительно промежуточной переменной

$$\bar{\rho}_1 u'(t) + \bar{\rho}_1^2(t) + \bar{\rho}_1^2 - g_1(t) = 0. \qquad (117)$$

Это дифференциальное уравнение является уравнением Риккати. Согласно метода ВКБ, решение (112) ищем в виде ряда

$$u = \sum_{\nu=1}^{\infty} u_\nu(t)\bar{\rho}_1^{-\nu}. \qquad (118)$$

После подстановки ряда в (115) и приравнивания коэффициентов при одинаковых степенях ρ_1, получаем

$$u_0 = \pm\sqrt{-1} = \pm i;\ \ u_1 = \frac{u_0'}{2u_0} = 0;\ \ u_2 = \frac{g_1(t) - u_1' - u_1^2}{2u_0} = \pm\frac{g_1(t)}{2i};$$

$$u_3 = \frac{1}{2U_0}(u_2' + \sum_{\nu=1}^{2} u_1 u_2) = \pm\frac{g_1'(t)}{4};$$

$$u_4 = -\frac{1}{2u_0}\left(\mp\frac{g_1''(t)}{2i\cdot 2i}\right) = \pm\frac{g_1'(t)}{8i^3} = \mp\frac{g_1'(t)}{8i^3} \qquad (119)$$

Запишем выражение для разложения вспомогательной функции u(t) в функциональный ряд для четырех приближений

$$u(t) = \pm i \pm \frac{g_1}{2i\bar{\rho}_1^2} \mp \frac{g_1'}{4\bar{\rho}_1^3} \mp \frac{g_1''}{8i\bar{\rho}_1^4} + \cdots\cdots \qquad (120)$$

Запишем решение уравнения для временной составляющей поперечных перемещений поверхностных слоев $A_1(t)\bar{\rho}_1$

$$A_1(t) = \exp\left(i\bar{\rho}_1 t - \frac{i}{\bar{\rho}_1}\int_0^t g_1(\tau)d\tau + \frac{1}{4\bar{\rho}_1{}^2} g_1(t) + \frac{i}{8\bar{\rho}_1{}^3} g_1'(t) + \cdots\right). \qquad (121)$$

Ограничимся в решении четырьмя членами ряда. Тогда прогибы поверхностных слоев рельса могут быть представлены согласно (111) при

$k = 1$. В этом случае $\bar{\rho}_1$ и$g_1(t)$записываем при $k = 1$. Следовательно, прогибы поверхностных слоев для первой формы колебаний запишем в виде:

$$w(x,t) = exp\left[\frac{1}{4\bar{\rho}_1{}^2} g_1(t) + i(\bar{\rho}_1 t - \frac{1}{\bar{\rho}_1}\int_0^t g_1(\tau)d\tau + \frac{1}{8\bar{\rho}_1{}^3} g_1'(\tau)\right] sin\frac{\pi x}{l_2}. \quad (122)$$

Заметим, что вторая и последующая форма колебаний (потери устойчивости) поверхностных слоев может быть реализованы при значительно больших касательных нагрузках, то есть сначала обязательно возникает первая форма.

В выражении (122) комплексная функция в квадратных скобках описывает периодический процесс, который обусловлен автоколебаниями в зоне сцепления колеса с рельсом и накладывается на деформационную волну, соответствующую первой форме колебаний и может быть нарастающим, затухающими или установившимся автоколебательным процессом.

Остановимся на выражении (122), которое записано для первой формы потери продольной устойчивости поверхностных слоев рельса.

Отметим, что исходное дифференциальное уравнение (96) описывает продольный изгиб балки-полоски, состоящей из уплотненных поверхностных слоев рельса, где $w(x,t)$ – динамический прогиб балки-полоски. Причем длина деформированного участка балки-полоски l_2, на которой может быть реализовано k= 2,41 полуволн.

Обращаясь к выражению прогибов (122), записанному в комплексной форме, предварительно запишем выражение для вспомогательной функции$g(t)$, которую представим на основании выражения (115) для параметрической нагрузки в виде

$$g_1(t) = -\frac{k^2\pi^2}{l_2^2} T_c(t) = -\frac{k^2\pi^2}{l_2^2}[T_0 + T_1(t)cos\omega_0(t)], \quad (123)$$

при этом функция ρ_1 является константой и имеет вид $\rho_1 = \frac{k^2\pi^2}{l_2^2}\sqrt{\frac{E_n I}{m_0}}$.

Запишем выражение

$$\frac{g_1(t)}{2\bar{\rho}_1{}^2} = -\frac{l_2^2}{4k^2\pi^2}\cdot\frac{m_0}{E_n I}[T_0 + T_1 cos\omega_0 t]. \quad (124)$$

Причем функции T_c(t), T_0, T_1(t) определены в соответствии с выражением (59). Так как функция T_1(t) является медленно изменяющейся (функцией), согласно методу решения Ван-дер-Поля (для нелинейных дифференциальных уравнений).

Запишем выражение

$$\frac{1}{\bar{\rho}_1}\int_0^t g_1(\tau)\,d\tau = -\frac{k^2\pi^2}{l_2^2\bar{\rho}_1}\int_0^t[T_0 + T_1(\tau)cos\omega_0\tau]d\tau = -\frac{k^2\pi^2}{\bar{\rho}_1 l_2^2}\left[T_0 t - \frac{T_1}{\omega_0}sin\omega_0 t\right] =$$
$$-\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\left[T_0 t + \frac{T_1}{\omega_0}sin\omega_0 t\right]\cdot\frac{k^2\pi^2}{l_2^2} \quad (125)$$

Переходим к выражениям $g_1'(t)$и $g_1'/8\rho^3$, для чего продифференцируем один раз по t выражение (123) с учетом предложения Ван-дер-Поля о медленно

изменяющейся амплитуде $T_1(t) \approx T_1 \approx const$, тогда запишем

$$\frac{g_1'(t)}{8\bar{\rho}_1{}^3} = -\frac{k^2\pi^2}{8\bar{\rho}_1{}^3 l_2^2}[-T_1\omega_0 sin\omega_0 t]\left(\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)^3 = \frac{l_2^4}{8k^4\pi^4}[T_1\omega_0 sin\omega_0 t]\left(\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)^3 \quad (126)$$

Теперь перепишем выражение (123), (125), (126)

$$w(x,t) = exp\left\{-\frac{l_2^2}{4k^2\pi^2}\cdot\frac{m_0}{E_n I}(T_0 + T_1 cos\omega_0 t) + i(\frac{k^2\pi^2}{l^2}\sqrt{\frac{E_n I}{m_0}}t + \sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\left(T_0 t + \frac{T_1}{\omega_0}sin\omega_0 t\right) + \left(\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)^3\frac{l_2^4}{8k^4\pi^4}T_1\omega_0 sin\omega_0 t)\right\} sin\frac{k\pi x}{l_2}. \quad (127)$$

Перепишем выражение (127) в следующем виде

$$w(xt) = exp\left[-\frac{l_2^2}{4k^2\pi^2}\cdot\frac{m_0}{E_n I}(T_0 + T_1 cos\omega_0 t)\right]\cdot expi\left\{\left[\frac{k^2\pi^2}{l_2^2}\sqrt{\frac{E_n I}{m_0}} + \sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}T_0\right]\cdot t\left[\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\cdot\frac{sin\omega_0 t}{\omega_0} + \left(\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)^3\frac{l_2^4}{8k^4\pi^4}\omega_0 sin\omega_0 t\right]T_1\right\} sin\frac{k\pi}{l_2}x. \quad (128)$$

Преобразуем выражение (128) с помощью формулы Эйлера, выделяя действительную и мнимую части

$$w(xt) = exp\left[-\frac{l_2^2}{4k^2\pi^2}\cdot\frac{m_0}{E_n I}(T_0 + T_1 cos\omega_0)\right]\cdot cos\left\{\left(\frac{k^2\pi^2}{l_2^2}\sqrt{\frac{E_n I}{m_0}} + \sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)T_0 t + \left[\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\frac{1}{\omega_0} + \left(\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)^3\frac{l_2^4\omega_0}{8k^4\pi^4}\right]\cdot T_1 sin\omega_0 t\right\} + isin\left\{\left(\frac{k^2\pi^2}{l_2^2}\sqrt{\frac{E_n I}{m_0}} + \sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)T_0 t + \left[\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\frac{1}{\omega_0} + \left(\sqrt{\frac{m_0}{E_n I}}\right)^3\frac{l_2^4\omega_0}{8k^4\pi^4}\right]\cdot T_{1 sin\omega_0 t}\right\} sin\frac{k\pi}{l_2}x. \quad (129)$$

В качестве решения (64) принимаем еще и комплексно сопряженное решение с выражением (129), которое заключается в изменении знака перед *exp*с «-» на «+», в соответствии с выражением (108).

При использовании формулы (129) в решении ограничимся только действительной частью, в этом случае мнимую часть решения, содержащую число «*i*» не рассматриваем.

Из вида функции (129) следует, что решения (64) в элементарных функциях не существует.

Оценим устойчивость решения уравнения (64) в виде (129), то есть возможность проявления параметрического резонанса при автопараметрических колебаниях (или его отсутствия).

Для определения границ главной области неустойчивости используем формулу В.В.Болотина или Н.М.Беляева[8], согласно которым диапазон изменения частот определяется

$$\theta_{*1} = 2\Omega_{*1}\sqrt{1 \pm \mu_1}, \quad (130)$$

$$\theta_{*1} = 2\Omega_{*1}(1 \pm \mu_1), \quad (131)$$

где Ω_{*1} – первая собственная частота колебаний балки-полоски,

нагруженной постоянной составляющей касательной силы (102);

μ_1 – коэффициент возбуждения нагрузки для первой собственной частоты колебаний, который является «малым» параметром.

Кроме того, не прибегая к решению (64) можно определить зоны неустойчивости для уравнения, используя диаграмму Айнса-Стретта[8].

Колебания, которые могут возникать при движении колеса, являются автопараметрическими колебаниями на участке контакта и впереди точки взаимодействия колеса с рельсом (рис.4). Эти колебания, как видно из решений (113) и (122), могут достигать значительной интенсивности и препятствовать увеличениюскорости движения колеса (экипажа).

Изучению условий возникновения путевой неустойчивости движения железнодорожных экипажей посвящено большое количество работ [1], [21]. Однако эти исследования направлены на изучение движения тепловозов, электровозов и вагонов в тяговом режиме. Вместе с тем, в настоящее время

получили распространение специализированные виды железнодорожного транспорта, в которых основным режимом движения является толкающий режим. В этом случае два конических колеса, насаженных на одну ось, получают возможность движения как вдоль, так и поперек «продольной» оси дорожного полотна (рисунок 5).

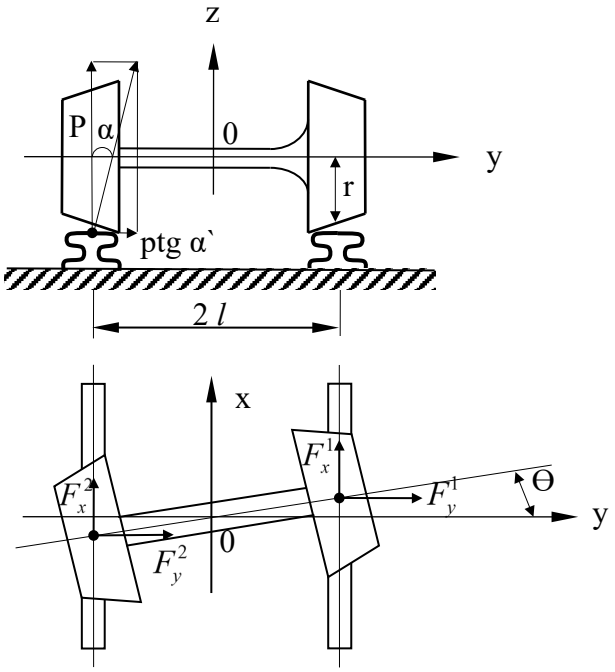


Рисунок 5 - Движение колесной пары при «вилянии»

Вместе с тем, движущее усилие T_c (в режиме толкания), действует как на рельс, так и на колесо, способствует выборке зазоров между колесной парой и рельсовым полотном и, вследствие коничности колеса, приводит к возникновению бокового увода колесной пары и возникновению боковых усилий между колесом и рельсом. Причем, действующие усилия напрямую зависят от радиусов закруглений на участках рельсового полотна.

При движении подвижного состава, укомплектованного одноосными тележками в режиме тяги (случай головной ведущей тележки) реализуется извилистое движение состава потому, что вследствие инерционности каждой составляющей тележки будет иметь место их набегание на впереди идущие тележки и, будет происходить непрерывная выборка зазоров между колесными парами и рельсами путевой структуры.

Если же весь состав или его часть будут находиться в зоне сжатия, то под влиянием силы толкания возникнут поперечные составляющие усилия толкания, которые способствуют выборке зазоров между колесной парой и рельсами.

Исходя из переменного характера усилия толкания T_c для малых значений углов поворота колесных пар относительно вертикальной оси $\bar{\theta}$ поперечные составляющие усилия толкания для каждой оси T_{cy}, определяются из выражения

$$T_{cy} = \bar{\theta} \cdot T_c, \tag{132}$$

где $\bar{\theta}$ – угол поворота колесной пары относительно вертикальной оси.

При вилянии колесной пары относительно вертикальной оси будет происходить непрерывное раскачивание колесной пары по закону

$$\bar{\theta} = \bar{\theta}(t). \tag{133}$$

Наибольшее значение угла разворота колесной пары на прямолинейном участке пути будет определяться регламентированным зазором между рельсами и колесной парой, а также средним радиусом колеса. На криволинейных участках пути угол разворота $\bar{\theta}$ и поперечная составляющая усилия толкания T_{cy} будут также зависеть и от радиуса установки рельсового пути в горизонтальной плоскости.

При движении колесной пары одноосной тележки без учета приложенной поперечной нагрузки для режима тяги будем исходить из того, что на колесную пару действуют силы инерции, веса, продольные и поперечные составляющие усилия толкания по аналогии с [11] можно записать систему уравнений извилистого движения колесной пары в виде:

$$\begin{cases} m\ddot{y} + 2K_2\left(\frac{\dot{y}}{v} + \bar{\theta}\right) + P\delta y = 0 \\ m\rho_1^2\ddot{\theta} + 2K_2\left(\bar{l}^2\frac{\dot{\bar{\theta}}}{v} - \frac{\bar{l}\gamma}{r}y\right) = 0 \end{cases}, \tag{134}$$

где m – масса колесной пары; ρ_1 – радиус инерции колесной пары; $2\bar{l}$ – расстояние между кругами катания; r – средний радиус колес;

$r + \Delta r_1$, $r + \Delta r_2$ – значения радиусов катания колес при наличии бокового смещения колесной пары; $\Delta r_1 - \Delta r_2 \approx \gamma y$–разность приращений радиусов колес; γ – коэффициент пропорциональности (коничность колес); y – боковое смещение колесной пары при её вилянии; α_1, α_2 – углы наклона нормалей в точках касания левого и правого колес; $\alpha_1 - \alpha_2 \approx \gamma y$–разность углов наклона нормалей в точках контакта колес;δ – коэффициент пропорциональности [11]; P– вертикальная нагрузка на колесо;

v – линейная скорость центра вращения колеса; T_c – касательная сила

сопротивления перемещению колеса, численно равная силе тяги, приложенной к колесу.

В случае рассмотрения контактной задачи при качении колеса по рельсу на участке их взаимодействия и впереди этого участка, использованы представления о существующей зависимости между изменением коэффициента трения от скорости взаимного проскальзывания между колесом и рельсом, а также гипотезе Картера, согласно которой касательное усилие пропорционально величине относительного скольжения ε[10], то есть

$$T_0 = -K_2\varepsilon, \tag{135}$$

где $K_2 = \alpha_1^*\sqrt{Pr}$ – коэффициент псевдоскольжения; α_1^* - коэффициент пропорциональности, согласно гипотезе Картера.

Сила T_0 фактически является силой трения-скольжения между колесом и рельсом (в том числе и между ребордой и рельсом). Эта касательная сила растет пропорционально величине $\sqrt{Pr}$, а также пропорционально этому корню растет и затухание системы. Также из (124) следует, что затухание растет на малых скоростях скольжения элементов пары.

Кроме того, по данным [10] с увеличением нагрузки в степени $\sqrt{P}$ возрастает существенно твердость, предел текучести, предел выносливости, а также толщина уплотненного слоя пропорционально корню квадратному из отношения $\sqrt{\frac{P}{\sigma_T}}$, где σ_T – предел текучести исследуемой детали контактирующей пары.

В силу высказанных соображений и того, что возрастает жесткость и демпфирующая способность контакта (второе и третье слагаемое) первого уравнения (134) в некотором, незначительном диапазоне увеличения вертикальных нагрузок (например, на 10 – 15%) приводит к уменьшению работы разрушающих сил трения контактирующих колес и рельсов подвижного состава при прочих равных условиях.

Характеристическое уравнение для системы (134) получим, если введем вместо производной по времени символический параметр «*p*». Тогда характеристическое (алгебраическое) уравнение системы (134) запишем в виде:

$$\begin{vmatrix} mp^2+\frac{2K_2}{v}p+P\delta, & 2K_2 \\ -2K_2\frac{\bar{l}\gamma}{r}, & mp^2\rho_1^2+\frac{2K_2\bar{l}^2}{v}p \end{vmatrix}=0. \tag{136}$$

Характеристическое уравнение (136) после раскрытия определителя может быть приведено к алгебраическому уравнению четвертой степени относительно параметра p. Аналитическое решение (136) не позволит сделать однозначный вывод о характере влияния параметров взаимодействующей колесной пары на устойчивость движения. Этот вопрос может быть установлен, исходя из (134), не прибегая к его решению.

По аналогии с [10] можно утверждать, что устойчивое движение пары возможно при выполнении следующего условия Гурвица

$$\frac{1}{v^2} + m\left[\frac{\delta\rho_1^4}{4\alpha_1^{*2} r\bar{l}^2(\rho_1^2+\bar{l}^2)} - \frac{\gamma}{r}\cdot\frac{(\rho_1^2+\bar{l}^2)}{P\delta\bar{l}^3}\right] > 0. \quad (137)$$

Если предположить, что при выполнении равенства

$$\frac{1}{v^2} + m\left[\frac{\delta\rho_1^4}{4\alpha_1^{*2} r\bar{l}^2(\rho_1^2+\bar{l}^2)} - \frac{\gamma}{r}\cdot\frac{(\rho_1^2+\bar{l}^2)}{P\delta\bar{l}^3}\right] = 0 \quad (138)$$

скорость движения колесной пары v=$v_{кр}$, то для диапазона скоростей v<$v_{кр}$ будет иметь место режим устойчивого движения колесной пары (в большом), тогда для диапазона скоростей v>$v_{кр}$будет иметь место неустойчивый режим движения колесной пары (в большом без учета эффектов в зоне контакта колеса и рельса).

Преобразуем выражение (138), откуда

$$v_{кр}^2 = \frac{4\alpha_1^{*2}\bar{l}^3\delta(\rho_1^2+\bar{l}^2)P}{m[P\delta^2\rho_1^4\bar{l} - 4\gamma\alpha_1^{*2}(\rho_1^2+\bar{l}^2)^2]}. \quad (139)$$

Таким образом, для устойчивого движения колесной пары помимо выполнения условия (139) необходимо, чтобы имело место соотношение

$$P\delta^2\rho_1^4\bar{l} - 4\gamma\alpha_1^{*2}(\rho_1^2+\bar{l}^2)^2 > 0. \quad (140)$$

Рассмотрим режим толкания при движении транспортного средства с одноосными тележками. В этом случае прямолинейная (или криволинейная) ось движущегося состава вдоль железнодорожного полотна деформируется и приобретает вид ломаной линии, в результате возникновения явления бокового увода колесной пары. Для данного режима движения суммарная сила бокового увода достигает максимального значения

$${}_{max}T_y^{(1)} + {}_{max}T_y^{(2)} = 2K_2\left(\frac{\dot{y}}{v} + \bar{\theta}\right)_{max}, \quad (141)$$

которая определяется после выборки зазоров между колесной парой и рельсами, исходя из статического равновесия совокупности тележек, связанных шарнирными сцепками, как изменяемый механизм, ограниченный в перемещениях «скользящими» связями в виде рельсового пути. Эта нагрузка, как совокупность сил трения скольжения превышает значение ${}_{max}T_y^{(1)} + {}_{max}T_y^{(2)}$, определяемое из условий бокового псевдоскольжения.

Рассмотрим совокупность одноосных тележек, связанных шарнирными сцепками. Обращаясь к механике движения такого подвижного состава интерес представляет рассмотрение режима толкания, когда совокупное усилие толкания направлено на последнюю тележку (или контейнер). Для получения кинематически фиксируемой системы передняя тележка при той же базе собирается двухосной. В связи с технологическими особенностями эксплуатации таких составов трасса может быть прямолинейной или криволинейной. При движении этих составов на прямолинейных участках трассы схема действующих усилий для определения ходовых сопротивлений и расчетные рекуррентные формулы приведены в работе [23]. Реальные трассы, по

которым движутся подвижные составы, обязательно включают криволинейные участки. Рассмотрим подвижный состав, который вписывается в криволинейную трассу со средним радиусом R (при этом $_{max}R = R + \bar{l}$; $_{min}R = R - \bar{l}$), (рисунок 6).

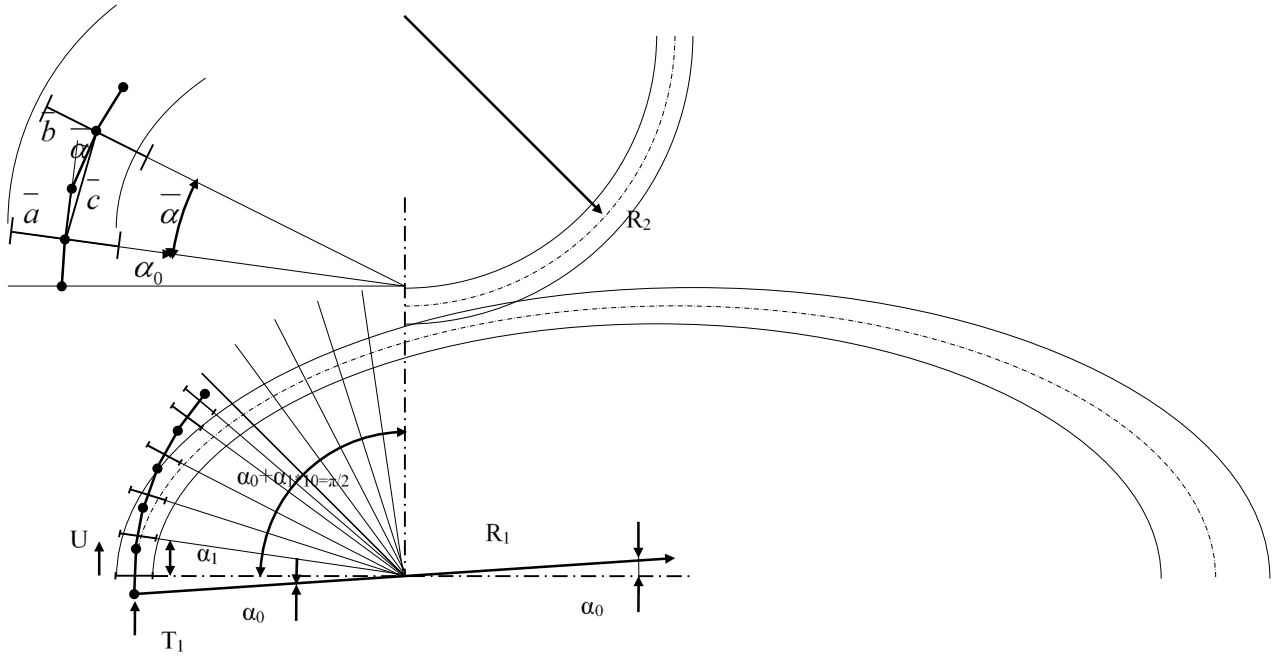


Рисунок 6 - Вписывание подвижного состава в криволинейную путевую структуру.

T_1 – суммарное усилие толкания; v–скорость движения состава; R_1, R_2– радиусы путевых дуг (наружный и внутренний); R– средний радиус закругления пути; α_0, α– углы вписывания состава в путевую дугу R; $R^{|}$ средний радиус дуги №2.

Каждая тележка обладает колесной парой с колесами, имеющими средний радиус катания rи длиной колесной пары $2\bar{l}$ (расстояние между центрами колес). При вписывании состава в трассу все геометрические оси колесных пар ходовых тележек сходятся (теоретически) в геометрическом центре криволинейной трассы. Суммарное движущее усилие для состава будет равномерно распределено по торцовой стенке последней тележки. Это дает основание направить движущее усилие по оси хребтовой балки последней тележки. Получив импульсную нагрузку, последняя тележка стремится выбрать зазор в рельсовом пути и передать действующее усилие T_1на следующую тележку. В связи с поворотом оси последующей колесной пары относительно предыдущей на угол $\bar{\alpha}$ происходит разложение касательной нагрузки T_1 на нагрузку, параллельную T_2 и перпендикулярную оси предпоследней колесной пары N_2.

Рассмотрим предварительно геометрию вписывания подвижного состава в дугу криволинейного пути (рис.6). Из треугольника ABC, образованного «дышлом» $\bar{a}$ и «хвостовиком» $\bar{b}$ вагонетки, а также хордой $\bar{c}$дуги ABустанавливаем зависимость между элементами хребтовой балки вагонетки $\bar{a}$, $\bar{b}$, хордой дугиAB и радиусом криволинейного пути R.

Константы $\bar{a}$, $\bar{b}$ являются конструктивными параметрами системы ходовых тележек, которые позволяют изменяемому механизму вписываться в закругления пути с радиусом R, углом между осями смежных тележек $\bar{\alpha}$ и центром кривизны железнодорожного пути. Зная конструктивные параметры тележек $\bar{a}$, $\bar{b}$, радиус кривизны пути R определим длину хорды AB, дугу ABи угол $\bar{\alpha}$ из соотношений (142)

$$\frac{\bar{c}}{sin\bar{\alpha}} = \frac{\bar{a}}{sin\bar{\alpha}_1} = \frac{\bar{b}}{sin\bar{\alpha}_2}; \qquad (142)$$

$$\frac{\bar{c}}{2R} = sin\frac{\bar{\alpha}}{2}; \ \bar{\alpha} = 2arcsin\frac{\bar{\alpha}}{2}, \qquad (143)$$

$$\bar{c}^2 = \bar{a}^2 + \bar{b}^2 + 2\bar{a}\bar{b}cos\bar{\alpha}. \qquad (144)$$

Исходя из условий транспортировки грузов, рельефа местности, скоростных режимов движения состава задаемся геометрическими параметрами трассы, размерами хребтовой балки, размерами кузова, способами загрузки и разгрузки при транспортировании груза. Базовые размеры трассы и подвижного состава определяем, используя зависимости (132), (133), (135), (142), (143), (144).

Предполагаем, что геометрия трассы и подвижного состава определены, а также, что толкающее исходное усилие T_1 приложено вдоль оси хребтовой балки последней тележки, и так как хребтовые балки при вписывании тележек в траекторию пути представляют собой ломаную линию, то в шарнирных соединениях последующих балок будут приложены продольные T_iи поперечные усилия N_i.Отметим, что поперечные усилия N_i будут способствовать выборке зазоров между колесными парами и рельсами. В

результате выборки зазоров между колесными парами и рельсами возникают силы сопротивления скольжению (силы трения скольжения), поэтому толкающее усилие, прикладываемое к каждой последующей тележке будет уменьшаться на величину, обусловленную W. Учитывая тот факт, что сила толкания T_1, приложенная к последней тележке направлена вдоль оси хребтовой балки, то мы можем пренебречь составляющей поперечной силы $N_1 = T_1 sin\bar{\alpha}$.

Рассматривая последовательное приложение продольных и поперечных усилий к шарнирным узлам тележек, запишем выражения для продольных и поперечных усилий подвижного состава, работающего в режиме толкания

$$\begin{cases} T_1 = T_1 \\ T_2 = T_1 cos\bar{\alpha} - w \\ T_3 = T_1 cos^2\bar{\alpha} - wcos\bar{\alpha} - w \\ T_4 = T_1 cos^3\bar{\alpha} - wcos^2\bar{\alpha} - wcos\bar{\alpha} - w \\ - - - - - - - - - - - - - - - - - - \\ T_n = T_1 cos^{(n-1)}\bar{\alpha} - wcos^{(n-2)}\bar{\alpha} - \cdots - wcos^2\bar{\alpha} - w \end{cases} \qquad (145)$$

$$\begin{cases} N_2 = T_2 sin\bar{\alpha} = (T_1 cos\bar{\alpha} - w)sin\bar{\alpha} \\ N_3 = T_3 sin\bar{\alpha} = (T_2 cos\bar{\alpha} - w)sin\bar{\alpha} = (T_1 cos^2\bar{\alpha} - wcos\bar{\alpha} - w)sin\bar{\alpha} \\ N_4 = T_4 sin\bar{\alpha} = (T_1 cos^3\bar{\alpha} - wcos^2\bar{\alpha} - wcos\bar{\alpha})sin\bar{\alpha} \\ - \\ N_n = T_{n-1} sin\bar{\alpha} = \left(T_1 cos^{(n-1)}\bar{\alpha} - wcos^{(n-2)}\bar{\alpha} - \cdots - wcos^2\bar{\alpha} - w\right)sin\bar{\alpha} \end{cases} \qquad (146)$$

Запишем рекуррентные формулы для определения продольных и поперечных усилий, действующих на тележки подвижного состава

$$T_n = T_1 cos^{(n-1)}\bar{\alpha} - w(1 + cos\bar{\alpha} + cos^2\bar{\alpha} + \cdots + cos^{(n-2)}\bar{\alpha} \quad (147)$$

$$N_n = \left[T_1 cos^{(n-1)}\bar{\alpha} - w(1 + cos\bar{\alpha} + cos^2\bar{\alpha} + \cdots + cos^{(n-2)}\bar{\alpha}\right] sin\bar{\alpha} \quad (148)$$

Заметим, что для определения толкающих усилий при выходе из путевой дуги, опирающейся на угол 90°, усилие толкания T_n, будет направлено по касательной к радиусу дуги при $\alpha_{общ} \approx 90°$, тогда толкающее усилие T_{n+1} будет приложено к последующей тележке (n+1) на входе в дугу (2), развернутую по отношению к рассматриваемой дуге (1) во внешнюю сторону на угол 90° (рис. 6).

При расчете усилий, приложенных к дуге №2 учтем, что последнее усилие T_n на дуге №1 будет приложено к въезжающей на дугу тележку (n+1). Таким образом, усилие T_{n+1} будет усилием для первой тележки (n+1), въезжающей на дугу №2, тогда расчет усилий T_{n+2}, T_{n+3} …..для тележек (n+2),(n+3)….., въезжающих на дугу №2 будет производится по формулам (147), (148), только вместо усилия T_1 будет фигурировать усилие T_{n+1}, а вместо угла $\bar{\alpha}$ будет использован угол $\bar{\alpha}'$, соответствующий радиусу дуги №2. Если же дуга №1 будет опираться на угол $\alpha_{общ} \approx 180°$, то для расчета усилий для других траекторий (например, дуги №3 или прямолинейный участок), то используем те же формулы (147), (148) для криволинейного участка и формулы [22] для прямолинейного участка.

В связи с тем, что формы трасс могут существенно отличаться и тяговые усилия в процессе движения носят переменный характер, то для выполнения тягового расчета при различных расположениях двигателей необходимо составить программу по определению продольных и поперечных усилий, используя (147), (148) и [22].

Для практической реализации предложения о возможности увеличения вертикальной нагрузки на колесо (колесную пару) необходимо обеспечить поддержание путевой структуры в технически исправном состоянии, то есть обеспечить реализацию зазоров в колее согласно действующих отраслевых стандартов, а также следить за состоянием стыков рельсов на предмет наличия линейных зазоров и установки смежных рельсов без вертикальных смещений.

Отклонение состыкованных рельсов по высоте более, чем на 2…3 мм приводит к возникновению дополнительных динамических нагрузок на стыках, что становится очевидным при увеличении вертикальной нагрузки на ось, и приводит к увеличению коэффициента динамичности и снижению усталостной прочности рельсовых стыков и поверхностей катания бандажей.

При выполнении условий монтажа рельсов и увеличении нагрузки на ось, будут повышаться толщина накатанного слоя, твердость взаимодействующих деталей, их пределы усталости, текучести и прочности.

Отметим, что для ведущих колес (колесных пар) транспортных тележек (контейнеров) или локомотивов будут иметь место эффекты сцепления и проскальзывания, поэтому самовозбуждающиеся колебания могут возникать как

в зоне сцепления колес и рельсов, так и в зоне перед набегающим колесом при деформировании рельса проявляться в виде параметрически возбуждаемых колебаний на гребнях деформационной волны рельса и его поверхностных слоев. Если же колесо или колесная пара является ведомым, то впереди точки набегания колеса будет наблюдаться деформационная волна без проявления самовозбуждающихся колебаний. Поэтому такие волны приводят к меньшим разрушениям поверхностных слоев и повышению их несущей способности. В этом случае могут иметь место деформационные волны, амплитуды изгибных деформаций поверхностных слоев которых будут меньше в результате повышения твердости, пределов выносливости, текучести и прочности.

Таким образом, в местах взаимодействия ведущих колес с рельсами будет больше оснований для разрушения поверхностных слоев рельсов и колес под действием дополнительных нагрузок при автопараметрических колебаниях. Именно в местах проскальзывания и деформационного взаимодействия колеса и рельса в первую очередь будет происходить шелушение, выкрашивание и скол поверхностных слоев. Обратимся к деформационным гребням, они возникают впереди катящихся колес, а после прохождения колеса по образовавшимся гребням они выравниваются. Результатом таких местных деформаций на рельсах после прекращения прокатывания колеса будет возникновение с определенным шагом поперечных полос, которые являются выположенными гребнями деформационных волн после многократного прокатывания колес по деформационным поверхностным слоям. Отметим, что такой характер приработки колеса и рельса свидетельствует о проявлении здесь деформационно-волновой гипотезы при трении (и изнашивании) для случая трения «качения» [15], [18].

Выводы

1. В результате постановки и решения задачи о сцеплении и скольжении колеса в зоне контакта установлено, что для всех скоростей движения подвижного состава имеют место режимы возникновения фрикционных автоколебаний ведущих колесных пар под действием касательных сил трения.

2. Определены продольные и изгибные деформации в зоне рельса, опережающей катящееся колесо в виде участка волны деформации, для которого установлены длина и шаг. При этом на деформационную волну накладываются автопараметрические колебания, вызванные фрикционным взаимодействием в зоне контакта колеса и рельса. Эти колебания в ряде случаев могут приводить к появлению зон трещиноватости и волнистости на поверхностных слоях колеса и рельса. Такие дефекты на поверхностях колеса и рельса свидетельствуют либо о завышенной нагрузке, либо о выборе недостаточно прочного материала или о недостаточной поверхностной обработке давлением контактирующей пары и потери усталостной прочности.

3. Установлено, что повышение несущей способности пары колесо-рельс связано с поверхностным упрочнением наружных слоев деталей и, как следствие, с толщиной накатанного слоя в процессе эксплуатации транспортных средств. Причем толщина накатанного слоя не должна превышать некоторого

значения, которое называется «критической» толщиной. При больших значениях толщины накатанного слоя работоспособность пары будет заметно снижаться.

4. Выявлено, что одна и та же глубина уплотненного поверхностного слоя может быть получена либо в результате длительной приработки колеса и рельса в эксплуатационных условиях, либо изначально получена в процессе предварительной механической приработки по методу обкатывания за счет приложения статического или динамического усилия (например, вибрирующим роликом).

5. Рекомендовано получать повышенные механические характеристики контактирующих деталей путем их обкатывания в условиях завода изготовителя до начала их промышленной эксплуатации.

KAPITEL 2 / *CHAPTER 2* [2]
CONCEPT OF INNOVATIVE DEVELOPMENT OF THE US ECONOMY

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-004

Вступ

Як підтверджує практика, розробка та впровадження інновацій є дієвим механізмом виходу з кризи. Адже, саме за допомогою нововведень на виробництві можна підвищити ефективність праці, зменшити ресурсозатратність виробництва та, взагалі, одна вдала інновація здатна забезпечити пожвавлення на цілому сегменті ринку. Саме тому, дієва інноваційна політика держави, а особливо спільні дії державного та корпоративного секторів економіки, на думку автора, є ефективним інструментом боротьби з економічною кризою. Дієвий механізм співпраці у цій сфері має США, тому дана тема і є актуальною на сьогодні [7].

Зі загальноприйнятої точки зору, інновації — це те, що відбувається в «гаражах Силіконової долини» та в лабораторіях досліджень і розробок (R&D). Але насправді інновації в будь-якій країні найкраще розуміти як вбудовані в національну інноваційну систему (НІС). Подібно до того, як інновації – це більше, ніж наука і технологія, інноваційна система – це більше, ніж ті елементи, які безпосередньо пов’язані з просуванням науки і техніки. Він також включає всі економічні, політичні та інші соціальні інститути, які впливають на інновації (наприклад, фінансова система; організація приватних фірм; система доуніверситетської освіти; ринки праці; культурна, регуляторна та податкова політика та установи).

Справді, як визначив це Крістофер Фріман, національна інноваційна система — це «мережа установ у державному та приватному секторах, діяльність та взаємодія яких ініціює, імпортує, модифікує та поширює нові технології». Інноваційні системи мають значення, оскільки інноваційний успіх країни залежить від ефективної та синергічної роботи її національної інноваційної системи [4].

Краще розуміння походження, розвитку та функціонування інноваційної системи країни може допомогти політикам визначити ключові сильні та слабкі сторони, а також зміни політики, необхідні для підвищення ефективності інноваційної діяльності країни. Через низку факторів інноваційна система жодної країни не є точно такою, як інші. Кожна система унікальна і її потрібно розуміти в цьому контексті.

2.1. Основні етапи розвитку Національної інноваційної системи США

Національна інноваційна система США сьогодні перебуває в кризі й потребує ретельного омолодження, особливо через значне збільшення

[2] *Authors: Mushenyk Iryna*

фінансування федерального уряду.

У післявоєнний період у США була розроблена найефективніша у світі національна інноваційна система. Це не називалося так — насправді його називають «прихованим станом розвитку», — але через низку політик, і, що найважливіше, величезні державні інвестиції в дослідження та розробки, більшість з них була зосереджена на підтримці технологічної та військової переваги над радянською Союзу, Сполучені Штати стали явним лідером у сфері технологій. Але падіння Радянського Союзу означало, що політики більше не відчували невідкладності й керували поступовим і невблаганним скороченням цієї колись визначної системи. Підйом ідеології ринкового фундаменталізму, який досі домінує в економічному мисленні Вашингтона, розглядав цей зсув не як проблему, а як рішення, оскільки ринки, а не уряд, повинні бути привілейованими. Таким чином, США Національна інноваційна система сьогодні перебуває в кризі і потребує ретельного омолодження, особливо за рахунок значного збільшення фінансування федерального уряду. На щастя, що відображається у зростаючому усвідомленні технологічного виклику Китаю та в результаті нещодавнього двопартійного законодавства Конгресу про передові технології, усвідомлення цієї потреби зростає [2].

Федеральне фінансування досліджень допомогло стимулювати інновації та відіграло ключову роль у забезпеченні лідерства США в багатьох галузях, включаючи програмне забезпечення, апаратне забезпечення, авіацію та біотехнологію. Це фінансування дозволило розробити низку важливих технологій, які ми користуємось сьогодні, включаючи реактивні літаки, Інтернет, GPS, світлодіодне освітлення, мікрохвильові печі, радари, мережеві комп’ютери, бездротовий зв’язок та багато інших. Здебільшого це дослідження фінансувалося через агенції, що базуються на місії, які прагнуть виконати певну федеральну місію (наприклад, оборона, охорона здоров'я, енергетика), а також через систему фінансування фундаментальних досліджень, що рецензуються, в університетах [5].

Фактично, явне просування інновацій та продуктивності як економічної мети в основному ігнорувалося і навіть відкидалося протягом більшої частини післявоєнного періоду. Зрозуміло, що час від часу діяли під час адміністрацій Кеннеді, Джонсона та Ніксона, але вони були невеликими і здебільшого нетривалими. Перші серйозні післявоєнні федеральні зусилля, спрямовані на явну підтримку промислових інновацій, були зроблені адміністрацією Кеннеді в 1963 році з її пропозицією щодо Програми цивільних промислових технологій (CITP). Адміністрація запропонувала CITP, щоб допомогти збалансувати основну увагу федеральних досліджень і розробок на обороні та освоєнні космосу, які посилилися, оскільки Сполучені Штати намагалися протистояти Радянському Союзу під час холодної війни. CITP мав надати фінансування університетам для проведення досліджень, які допомагають інноваціям у галузях, які, як вважають, допомагають суспільству, таких як видобуток вугілля, житло та текстиль. Але, незважаючи на зусилля адміністрації запустити програму, Конгрес не схвалив її, частково через протидію промисловості, яка боялася руйнівних технологій. Наприклад, цементна промисловість виступила

проти програми, оскільки побоювалася, що інновації в житлових технологій можуть зменшити потребу в цементі в будівництві [6].

2.2. Елементи Національної інноваційної системи США

Існують три елементи національної інноваційної системи: бізнес-середовище, регуляторне середовище та середовище інноваційної політики.

Бізнес-середовище складається з трьох широких факторів: структура та поведінка ринку та фірми; система фінансування бізнесу; а також пов'язані соціальні та культурні фактори, що впливають на те, як працює бізнес.

Фірми США є одними з світових лідерів із впровадження ІКТ (наприклад, апаратного та програмного забезпечення). У 2000 році американські фірми інвестували більше як частка від продажів у капітальні інвестиції в апаратне забезпечення, програмне забезпечення та телекомунікації, ніж лише одна інша країна Організації економічного співробітництва та розвитку (ОЕСР) (Швеція). Але цей свинець скоротився. ОЕСР повідомила, що у 2015 році сім інших країн бачили більше інвестицій у програмне забезпечення та ІТ-обладнання як частку від ВВП, ніж Сполучені Штати [1].

Проте в деяких областях результативність США краща. Сполучені Штати посідають четверте місце за часткою підприємств, які використовують послуги хмарних обчислень. Ван Ренан і Блум виявили, що американські фірми отримують більше вигод від інвестицій в ІТ, ніж фірми багатьох інших країн. Частково це пояснюється тим, що американські фірми більш охоче використовують ІТ для фундаментальної реструктуризації виробничих процесів.

Фірми в Сполучених Штатах мають доступ до широкого спектру джерел фінансування, переважна більшість з яких надається приватним сектором. Хоча ринок первинного публічного розміщення (IPO) менший, ніж це було в минулому, багато орієнтованих на зростання інноваційних фірм можуть отримати капітал через розміщення IPO. У 2019 році компанії залучили близько 39 мільярдів доларів через IPO, що менше, ніж у роки буму кінця 1990-х, але в цілому більше, ніж десять років тому. Малі, швидкозростаючі стартапи також використовують придбання більшими компаніями як стратегію «виходу», хоча деякі представники антимонопольного табору нещодавно стверджували, що великі фірми повинні бути обмежені у своїх можливостях купувати стартапи [3].

Державне фінансування підприємств досить обмежене. Існуючі фірми можуть залучати додаткові гроші на високо-торгівельних і ліквідних ринках акцій. А корпоративні борги через облігації чи позики широко доступні. На федеральному рівні Управління малого бізнесу надає деяке пряме та непряме кредитування малим фірмам, але воно не націлено на інноваційні фірми чи фірми в торговельних секторах — і фактично значна більшість спрямовується на місцеві галузі, такі як хімчистки, ресторани та алкогольні магазини. І уряди багатьох штатів надають скромне фінансування для промислового розширення та підприємств на ранній стадії.

Загалом, Сполучені Штати прийняли підхід до конкуренції та конкурентної

політики, заснований на максимізації добробуту споживачів. На відміну від «ордоліберальної» традиції антимонопольного політики ЄС, яка охоплює як економічні, так і соціальні цілі, і, зокрема, зосереджується на збереженні конкуренції заради неї самої, підхід США донедавна був орієнтований на максимізацію добробуту споживачів, а не виробників, і була зосереджена більше на антиконкурентній поведінці, ніж на ринковій владі як такій. Проте в останні кілька років «нео-брандейціанці» посилюють поштовх до повного зрушення в антимонопольній політиці США, щоб більше зосередитися на обмеженні розміру фірми, незалежно від її поведінки, і на обмеженні конкурентного впливу на інші бізнесу, особливо малого бізнесу. Нещодавній звіт більшості юридичного комітету Палати представників про конкуренцію цифрових виробників відображає цю тенденцію [8].

Більше того, порівняно з багатьма іншими країнами та регіонами, особливо з Європою, СНД США створює відносно мало бар'єрів для проникнення на існуючі ринки, забезпечуючи таким чином жорстку конкуренцію та постійну загрозу «шумпетерівського» творчого знищення. Ми бачили це в таких різноманітних галузях, як фінансові послуги, виробництво енергії та транспорт. Крім того, американська система намагається створити рівні умови для конкурентів електронної комерції, дозволяючи новим учасникам порушити існуючі ринки та бізнес на користь споживачів. Однак укорінені інтереси в таких галузях, як нерухомість, продаж автомобілів, послуги таксі, готелі, юридичні послуги та інші, продовжують прагнути використовувати закони та нормативні акти для обмеження конкуренції [4].

Інноваційна політика відноситься до політики, спеціально розробленої для стимулювання технологічних інновацій, на відміну від інших політик, які формують загальне середовище для інновацій. Загалом інноваційна політика США є менш складною та менш продуманою, ніж у багатьох інших країнах. Частково це пов'язано з домінуванням неокласичного економічного консенсусу в Сполучених Штатах, який уникає такої політики як невідповідного втручання в економіку, а частково – із «синдромом Герца» (ми вважаємо, що ми номер один, і тому робимо не намагайся більше) [2].

Система підтримки наукових досліджень США базується на двох фундаментальних аспектах: підтримці орієнтованих на місію досліджень (наприклад, оборони та охорони здоров'я) переважно федеральних лабораторій та підтримки базових досліджень, спрямованих на цікавість, через фінансування університетів. Федеральний уряд профінансував близько 129 мільярдів доларів на науково-дослідну діяльність у 2018 році.

2.3. Трансформація американської економіки за допомогою інновацій

Американський закон про відновлення та реінвестування був розроблений, щоб допомогти США вийти з найгіршої економічної кризи, щоб зіткнутися з країною за останні покоління. Закон мав три основні цілі:

1. Щоб *врятувати* занепалу економіку,

2. Щоб поставити країну на шлях *відновлення* , негайно повернувши американців до роботи,

3. *Реінвестувати* в довгострокове економічне майбутнє країни.

Фонди порятунку, такі як компенсація на випадок безробіття, талони на харчування та додаткові виплати пенсіонерам і ветеранам, допомогли тим, хто найбільше постраждав від спаду, і тим, хто найбільше цього потребує. Фонди відновлення, такі як інфраструктура автомобільних доріг або водопостачання, безпосередньо повернули американців по всій країні до роботи. Нарешті, фонди реінвестування, такі як інвестиції в передові транспортні засоби, відновлювані джерела енергії, Smart Grid, інформаційні технології в галузі охорони здоров’я та високошвидкісні залізниці, не тільки повертають американців до роботи, але й закладають фундамент, на якому міцніше та більш конкурентоспроможне економічне майбутнє можна побудувати [9].

З моменту свого заснування Сполучені Штати були нацією, заснованою на відкриттях та інноваціях. Завдяки своєму лідерству в цих сферах США змінили уявлення світу про уряд, промисловість і технології.

У 1930-х роках, зіткнувшись з одними з найчорніших днів, які бачила Америка, президент Франклін Д. Рузвельт підписав «Новий курс» на 50 мільярдів доларів (782 мільярди доларів у сьогоднішніх доларах), незважаючи на велику опозицію та критику. Завдяки амбітній серії економічних програм він інвестував долари, щоб перетворити робоче місце та сільську Америку, вірячи, що їхня сила врятує спустошену націю. Через десятиліття президент Джон Ф. Кеннеді зафрахтував програму «Аполлон» на суму 25 мільярдів доларів (180 мільярдів доларів у сьогоднішніх доларах), яка мала одну кінцеву мету: висадити людство на Місяць. Результати захопили уяву Америки і зробили США світовим лідером у дослідженні космосу [2].

Саме в цьому дусі сміливих кроків вперед перед обличчям страшних труднощів президент Обама більше року тому, 17 лютого 2009 року, підписав Акт про відновлення 787 мільярдів доларів США: «Забезпечити інвестиції, необхідні для підвищення економічної ефективності, стимулюючи технологічний прогрес у науці та здоров’ї». У зв’язку з цим Закон про відновлення інвестує понад 100 мільярдів доларів США в інноваційні та трансформаційні програми, які охоплюють галузі від енергетики до інформаційних технологій охорони здоров’я. Розподіл витрат Закону про відновлення на інновації та трансформацію можна побачити на діаграмі нижче.

В економічному співтоваристві широко поширена думка, що інновації є основним чинником довгострокового економічного зростання та процвітання. Роберт Солоу отримав Нобелівську премію з економіки за свій аналіз, який продемонстрував, що досягнення в області людських знань і технологій були основними рушійними силами створення багатства в 20 столітті. Через роки після новаторських досліджень Солоу Пол Ромер, головний архітектор «Теорії нового зростання», зробив глибокий вплив на економічну сферу, ще раз показавши, що «економічне зростання виникає не лише від додавання більше робочої сили до більшого капіталу, а від нові та кращі ідеї, виражені як технічний прогрес». Говорячи про США, Ромер заявив: «У нас є

історичний прецедент створення інституцій, які ведуть до кращих інновацій на ринку та значно зміцнюють науку. Ми повинні знову прагнути до такого покращення».

Інновації також стимулюють створення робочих місць. Довгострокові високоякісні робочі місця залишаються в галузях, де є високий рівень інноваційного вмісту та де інновації, виробництво та попит кінцевих користувачів тісно інтегровані. У вересні минулого року Білий дім випустив «Стратегію американських інновацій». Стратегія окреслила бачення Президента щодо інновацій для каталізатора довгострокового, стійкого економічного зростання, що створить нові робочі місця та нові галузі для американських працівників. Вона спрямована на впровадження розумної державної політики, використання інвестицій приватного сектора та закладення основи для інновацій, створення робочих місць та процвітання Америки. Для досягнення цієї мети він зосереджується на трьох сферах:

1. Інвестування в будівельні блоки американських інновацій: Інвестиції в дослідження, розробки, освіту та інфраструктуру необхідні для створення основи для майбутніх інновацій.

2. Сприяння конкурентоспроможним ринкам, які стимулюють продуктивне підприємництво: Конкурентні ринки сприяють створенню національного середовища, дозрілого для підприємництва та ризику, що дозволяє американським новаторам розвиватися всередині країни та конкурувати на міжнародному рівні.

3. Створення проривів для національних пріоритетів: деякі галузі виняткового національного значення, такі як розробка альтернативної енергетики, впровадження інформаційних технологій охорони здоров’я та виробництво сучасних транспортних засобів, швидше за все, самі по собі не принесуть результатів в інтересах суспільства. У цих секторах уряд буде прагнути допомогти ринку та залучити його для досягнення значних результатів [10].

Інвестиції Закону прискорять темпи інновацій, допомагаючи утвердити США як глобального лідера в конкурентоспроможних галузях, що швидко ростуть у 21 столітті . Це допоможе зробити важливі технології доступнішими на ринку та побудує національну інфраструктуру для подальшого економічного зростання та створення робочих місць.

Висновок

Підводячи підсумок, у той час як країни змагаються за перемогу у глобальній гонці інновацій, одні вирвуться вперед, інші залишаться в середині зграї, а треті будуть намагатися вийти за стартові ворота. Нації стикаються з різними проблемами в перегонах. Поки що жодна нація не має права, хоча деякі з них підходять. Хоча деякі країни, наприклад Японія та велика частина Європи, мають потужні системи інноваційної політики, багато з них страждають від обмеженого нормативного та бізнес-середовища. На противагу цьому, у

Сполучених Штатах є досить хороші умови для бізнесу та регулювання (хоча, як зазначалося, багато важливих факторів мають тенденцію до зниження), але слабке середовище для інноваційної політики .Нація, яка зможе найефективніше об’єднати всі три сторони трикутника інноваційного успіху, імовірно, стане нацією, яка виграє гонку та пожинає плоди у більшій економічній життєздатності та процвітанні. Таким чином, завдання для Сполучених Штатів у майбутньому полягає в тому, чи зможуть вони внести необхідні зміни до своєї інноваційної системи, щоб відповідати новій конкуренції. Від відповіді залежатиме наше економічне майбутнє та національна безпека.

KAPITEL 3 / CHAPTER 3 [3]
QUASI-OPTIMAL CONTROL OF THE CUTTING FORCE STABILIZATION LOOP OF MACHINE TOOLS

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-019

Вступ

Вимоги до підвищення продуктивності металообробного обладнання на сьогодняшній день зумовили розвиток замкнених систем керування параметрами обробки заготовок. Збільшення швидкодії виконавчих електроприводів дало можливість побудувати складні системи формування режимів обробки, оскільки час їх реакції став співрозмірним із часом зміни технологічних параметрів різання і визначається в мілісекундах. Це дало можливість забезпечувати отримання зливної стружки із заготовки навіть при «чорновій» обробці, проте з іншого боку призвело до суттєвого ускладення самих алгоритмів керування, що повинні враховувати більшу кількість збурюючих факторів. Робота із максимальною продуктивністю призвела до необхідності використання оптимальніх алгоритмів керування, що працюють на піку своїх функціональних можливостей, процедура синтезу яких є досить складною при врахуванні внутрініх і зовнішніх збурень, що діють в системі. Дана робота присвячена питанню синтезу регуляторів технологічних параметрів різання із врахуванням дестабілізуючих факторів, наявності нелінійних залежностей в контурі регулювання, коливань парааметрів обробки тощо. В якості основного методу синтезу розглянуто метод динамічного програмування із знаходженням мінімуму квадратичного функціоналу якості. Дослідження якості запропонованих регуляторів здійснюється методом цифрового моделювання з використанням математичного пакету MATLAB та його додатку Simulink.

3.1. Проблема оптимального керування контурами стабілізації силових параметрів різання на металообробних верстатів

Середи автоматизованих систем управління технологічним процесом металообробки все більше розповсюдження отримують системи стабілізації параметрів різання [1]. Використання таких систем дозволяє підвищити якість обробки деталей і зменшити зношування різця. При цьому сама система автоматизованого керування роботою верстату не потребує суттєвих змін та ускладнень [2]. Окрім цього при правильному виборі керованого параметру різання конструкція металообробного верстата взагалі не потребує змін і може бути введена при модернізації обладнання. В свою чергу складна вимірюваність та спостережуваність параметрів різання призводить до суттєвого ускладнення процедури налаштування регуляторів для системи керування, значно

[3] *Authors: Toropov Anton Valeriiovych*

ускладнюється математична модель контуру, з’являються зовнішні збурення, які треба враховувати. Отже оптимальне керування електромеханічними комплексами металообробних верстатів, що працюють в режимі регулювання технологічних параметрів, фактично, є однією з найскладніших задач високоточного керування електроприводами [3]. Наразі, до систем стабілізації силових параметрів, що найчастіше використовуються в сучасному виробництві відносяться [4,5]:

- система стабілізації потужності різання (P),
- система стабілізації зусилля різання або однієї з її складових (F),
- система регулювання лінійної швидкості різання ($V_{об}$),
- система стабілізації крутного моменту(M),
- система стабілізацій пружних деформацій (y).

Загальна функціональна схема таких систем керування технологічними параметрами має вигляд, представлений на рис.1.

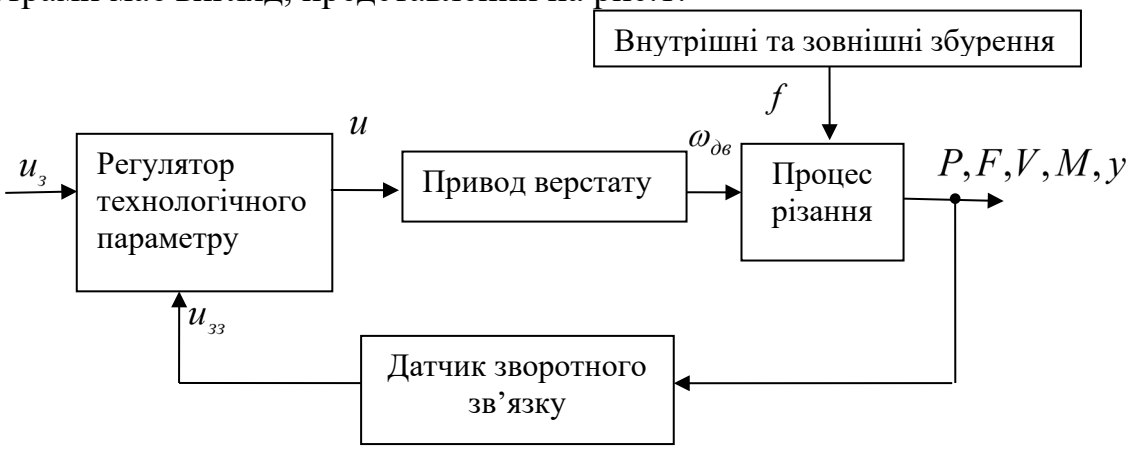


Рисунок 1 – Функціональна схема системи стабілізації силових параметрів різання

Стабілізація силових параметрів здійснюється як шляхом керування електроприводом шпинделю, так і за рахунок керування швидкістю приводу подачі. Слід відзначити, що комбіноване керування обома електроприводами в сучасних верстатах не використовується, оскільки призводить до занадто ускладеної процедури налаштування системи стабілізації, причому якість обробки значно не поліпшується.

Тому, коли значення технологічного параметру різання регулюється шляхом зміни швидкості обертання тільки одного з електроприводів, на другий електропривод із системи керування подається постійна величина сигналу завдання, що забезпечує його роботу в номінальному режимі.

Використання однієї із систем стабілізації технологічного параметру металообробного верстата визначається можливістю її технологічної реалізації взагалі, а також необхідною технологією.

Так, стабілізація лінійної швидкості різання найчастіше здійснюється шляхом зміни швидкості приводу шпинделю. При цьому лінійна швидкість обчислюється за формулою Ейлера при вимірюванні кутової швидкості обертання шпинделю та радіусу деталі, що обробляється $V_{об} = \omega_{ш} \cdot R_{дет}$.

Швидкодія такої системи невелика, оскільки потребує швидкої зміни швидкості обертання шпинделю, тому система керування реалізується пропорційною і не потребує додаткового дослідження.

Система стабілізації пружних деформацій y реалізується на основі приводу поперечної подачі і дуже складна в реалізації, оскільки процедура вимірювання пружних деформацій є занадто складною, і найчастіше використовується в сукупності із гидравлічними демпферами.

Інші вищевказані системи стабілізації силових параметрів працюють в режимі зміни швидкості повздовжної подачі. При цьому найчастіше з вищевказаних систем застосовується система стабілізації тангенціальної складової зусилля різання F_z, внаслідок наступних факторів:

- значно зменшується навантаження на ріжучий інструмент;
- зменшується перевантаження приводу шпінделя металорізального верстату, що зумовлює основне енергоспоживання системи;
- сприяє формуванню хвильової стружки, що, в свою чергу, підвищує точність обробки поверхні;
- тангенціальна складова зусилля різання з висикою точністю може бути опосередковано оцінена за рахунок вимірювання навантаження приводу шпінделя верстата;
- швидкодія сучасних електроприводів дозволяє компенсувати в значній мірі коливання зусилля.

Наразі існує велика кількість публікацій, присвячених побудові систем керування електроприводами подачі, що забезпечують стабілізацію зусилля різання. При цьому розглянуті різні підходи до управління зусиллям різання або однією з її складових для різноманітних процесів металообробки, найпоширенішими з яких є обробка точінням або фрезеруванням.

Система керування електроприводом подачі різця повинна забезпечувати оптимізацію відповідно різних критеріїв якості, таких як мінімальна динамічна похибка, швидкість відпрацювання керуючого впливу, мінімізацію енергетичних чи паливних ресурсів, або комбінацію будь-яких з вищевказаних критеріїв. Крім цього, для реалізації оптимального керування необхідно повністю врахувати динамічні властивості керованого об’єкту, наявність коливань параметрів об’єкту, збурень стохастичного та детермінованого характеру тощо.

Одним із найбільш суттєвих факторів, що впливають на якість керування електромеханічними комплексами металобробних верстатів є наявність суттєвих нелінійностей. Вони обмежують величину керування, забезпечують нечутливість системи до малих значень керуючого впливу, змінюють напрям дії керування. Вони мають як механічне («люфти», «тертя»), так і електричне («обмеження на величину сигналу», «насичення магнітного кола») походження і в значній мірі впливають на характер перехідного процесу вихідної координати приводу.

Іншим фактором, що суттєво впливає на якість перехідних процессів при відпрацюванні сигналу є параметричні збурення. Зміна величин параметрів,

іноді навіть у невеликих межах, может призводити до виникнення незатухаючих коливань вихідної координати.

Більшість існуючих методів побудови регуляторів зусилля різання передбачають використання адаптивного управління. У роботах, присвячених побудові систем стабілізації зусилля різання пропонується використання П – регулятора з максимально допустимим коефіцієнтом підсилення для забезпеченення високої робастності системи стабілізації до збурень коливального характеру, що викликані коливаннями припуску. При цьому коефіцієнт підсилення регулятора може змінюватись в залежності від параметрів системи. Іноді адаптивне керування формується з урахуванням обмежень на виході регулятора зусилля різання системі стабілізації. В той же час при налаштуванні системи виникає проблема використання такого регулятора внаслідок основного протиріччя статики та динаміки, так як при підвищенні коефіцієнта передачі розімкнутої системи зі збільшенням глибини різання система в системі з’являються автоколивання. Це, в свою чергу призводить до погіршення якості робоьти, зносу різця і зумовлює необхідність зниження величини припуску і,відповідно затягування перехідного процесу. Для вирішення вищезгаданої проблеми пропонується система стабілізації зі змінним коефіцієнтом посилення, який є функцією від обчисленого значення тангенціальної складової зусилля різання та параметрів швидкості подачі. У рівняння регулятора системи входять оцінені параметри управління в режимі реального часу коефіцієнтом посилення розімкнутої системи, що забезпечують приблизно постійне бажане значення коефіцієнта посилення всієї системи.

Суттєвим недоліком такого підходу є необхідність визначення бажаного коефіцієнта посилення за допомогою проведення емпирічних досліджень, що унеможливлює процедуру систематизації робіт проектування регулятора і завжди потребує втручання висококваліфікованого персоналу. До того ж синтез регулятора для адаптивного керування системою з обмеженнями потребує знання поведінки об'єкта з урахуванням дуже ведликої кількості збурень та взаємного впливу між ними. Процес обробки деталей при точінні або фрезеруванні описується складними нелінійними залежностями, унаслідок чого дуже важко визначити параметри математичної моделі системи для конкретного режиму обробки.

Іноді, для забезпечення стійкості та досягнення необхідної якості регулювання в системах стабілізації зусилля різання з регулюванням відхилення вихідної координати від заданого значення також застосовуються попереджувальні коригувальні пристрої [1]. Такі системи не володіють астатизмом по збурюючого впливу на контур регулювання вихідної координати, а також в них має місце значне перерегулювання під час перехідних процесів.

Тому, в промисловості все частіше виникає питання розробки систем оптимального керування технорлогічниими параметрами. При цьому, постає проблема формування найкращого закону керування саме в динамічних режимах роботи, які мають найбільший вплив про обробці деталей точінням або фрезеруванням.

Врахування впливу одночасно всіх нелінійних залежностей, а також

параметричних збурень, що мають місце в електромеханічній системи не дає точного рішення задачі оптимального керування. В той самий час в тому немає сенсу, і, в більшості випадків, достатньо вархувати лише одну або дві суттєві нелінійності і одне найбільш суттєве коливання параметру. При цьому буде отриманий закон «квазіоптимального» керування, що забезпечить дуже близький до найкращого характер роботи системи.

Для побудови оптимального або близького до нього закону керування необхідно побудувати математичну модель об’єкту, що враховує його особливості в повній мірі. На теперішній час двигуни постійного та змінного струму, що використовуються у приводах металорізальних верстатів, описуються достатньо точними моделями, в яких враховуються їх особливості. Те саме стосується процесу перетворення параметрів руху механічної частини системи у координату технологічного процесу різання. При виборі раціональної схеми керування електромеханічною системою, наприклад, реалізації системи підпорядкованого керування, можна вирішувати проблему впливу нелінійностей і зовнішніх збурень поступово, а саме вплив кривої намагнічення і варіації опору силової обмотки компенсувати в контурі регулювання струму, а тертя і зміну моменту інерції - в контурі регулювання швидкості. При такому підході найвищі вимоги до точності та робастності керування формуються до зовнішнього котуру регулювання. При реалізації системи стабілізації зусилля різання при чорновому знятті стружки за координатою z, що відповідає найбільшому навантаженню на різець, вона будується як зовнішній контур для електроприводу. В якості зовнішнього контуру також може бути реалізована і система стабілізації поперечної складової зусилля різання, що відповідає фактично стабілізації пружної деформації деталі. Проте така система керування призводить до фактичного коливання подачі, що, в свою чергу призводить до ускладнення профілю переміщення різця і наразі використовується вкрай рідко.

3.2. Вирішення задачі побудови лінійного оптимального регулятора для системи стабілізації зусилля різання при використанні класичного методу динамічного програмування.

Для електроприводів металорізальних верстатів для «чорнової» обробки деталей, де вихідною координатою є зусилля різання за однією з координат математична модель має вигляд, представленому на рис.2. Така модель є лінійною і невраховує існуючих неліінйностей контуру стабілізації, варіанцій внутрішніх параметрів тощо.

На рисунку 2 прийняті наступні позначення: $u_{зз}$ - завдання за зусиллям по осі Z; $u_{рз}$ - вихідний сигнал регулятора зусилля різання; ω - швидкість обертання валу двигуна; F_z - складова зусилля різання по осі Z; $K_{ш}$ - коефіцієнт зворотного зв’язку за швидкістю; T_{μ} - некомпенсована стала часу напівпровідникового перетворювача; K_{Fz} - коефіцієнт зворотного зв’язку за переміщенням,

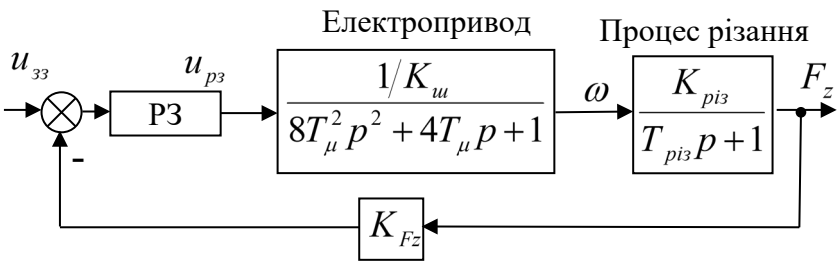


Рисунок 2 – Лінійна математична модель контуру стабілізації тангенціальної складової зусилля різання.

$K_{різ}(t_p)$ - коефіцієнт підсилення процесу різання, що є фунцією припуску t_p, $T_{різ}$ - стала часу процесу різання, $РЗ$ - регулятор зусилля.

Для здійснення процедури синтезу регулятора тангенціальної складової зусилля різання необхідно перейти від стурктурної схеми до системи диференційних рівнянь, що описує динамічну поведінку системи. Запишемо модель керованого об’єкта у наступному вигляді:

$$\begin{aligned} &\frac{dF_z}{dt} = -\frac{1}{T_{різ}} F_z \frac{K_{різ}}{T_{різ}} \omega; \\ &\frac{d\omega}{dt} = \frac{M}{J}; \\ &\frac{dM}{dt} = -\frac{1}{2T_\mu} M - \frac{J}{8T_\mu^2} \omega + \frac{J}{8T_\mu^2 \cdot K_ш} u_{рз}, \end{aligned} \tag{1}$$

де M - крутний момент двигуна, що визначається безпосередньо перетворювачем та може бути переданий у зовнішню систему керування; J - сумарний момент інерції електроприводу.

Представимо математичну модель у вигляді змінних стану, отримуємо наступну систему диференціальних рівнянь:

$$\begin{aligned} &x_1 = -a_1 x_1 + a_2 x_2; \\ &\dot{x}_2 = a_3 x_3; \\ &\dot{x}_3 = -a_4 x_2 - a_5 x_3 + b u_{рз}, \end{aligned} \tag{2}$$

де $x_1 = F_z$, $x_2 = \omega$, $x_3 = M$, $a_1 = \frac{1}{T_{різ}}$, $a_2 = \frac{K_{різ}}{T_{різ}}$, $a_3 = \frac{1}{J}$, $a_4 = \frac{J}{8T_\mu^2}$, $a_5 = \frac{1}{2T_\mu}$, $b = \frac{J}{8T_\mu^2 \cdot K_ш}$.

При виборі критеріїв оптимальної роботи електроприводів металообробних верстатів найчастіше пред’являються вимоги підвищеної точності відпрацювання сигналу завдання з обмеженням допустимих значень швидкості і моменту двигуна. Отже в якості критерію оптимальної роботи електроприводу

найчастіше використовується критерій мінімальної динамічної похибки з урахуванням обмеження на керування. При цьому для отриманої математичної моделі критерій оптимальності запишемо у наступній формі:

$$\min_{u_{рз}} J = \int_0^{\infty} \left[q_1 x_1^2 + q_2 x_2^2 + q_3 x_3^2 + r u_{рз}^2 \right] dt \,, \tag{3}$$

де q_1, q_2, q_3 - вагові коефіцієнти, що визначають обмеження на змінні стану під час регулювання; r - ваговий коефіцієнт, що визначає обмеження на керування.

Для вибраного функціоналу якості і системи диференційних рівнянь складаємо функціональне рівняння Беллмана.

В загальному випадку функціональне рівняння Беллмана набуває наступного вигляду:

$$\min_{u} \left[W(x,u) + < \nabla S(x,t), f(x,u) > \right] = 0, . \tag{4}$$

де $W(x,u)$ - підінтегральна функція функціоналу якості, $S(x,t)$ - функція Беллмана, що забезпечує мінімум вибраного фнукціоналу якості.

Рівняння регулятора чи закон керування визначається співвідношенням

$$\frac{\partial W(x,u)}{\partial u} + < \nabla S(x), \frac{\partial f(x,u)}{\partial u} >= 0 \,. \tag{5}$$

Звідки в явному вигляді закон оптимального керування визначається за формулою:

$$u = F\left[< \nabla S(x), \frac{\partial f(x,u)}{\partial u} > \right]. \tag{6}$$

Для нашого випадку функціональне рівняння Беллмана запишеться:

$$\begin{aligned} \min_{u} \Bigg[& q_1 x_1^2 + q_2 x_2^2 + q_3 x_3^2 + r u_{рз}^2 + \frac{\partial S}{\partial x_1}(-a_1 x_1 + a_2 x_2) + \frac{\partial S}{\partial x_2} a_3 x_3 + \\ & + \frac{\partial S}{\partial x_3}(-a_4 x_2 - a_5 x_3 + b u_{рз}) \Bigg] = 0 \end{aligned} \tag{7}$$

Для отримання виразу для екстремуму даного функціонального рівняння знаходимо похідну за керуючим впливом і прирівнюємо її до нуля, отримуємо:

$$2 r u_{рз} + b \frac{\partial S}{\partial x_3} = 0 \,. \tag{8}$$

В явному вигляді оптимальне керування запишеться наступним чином:

$$u_{рз} = -\frac{b}{2r} \frac{\partial S}{\partial x_3} \,. \tag{9}$$

Далі підставляємо отриманий вираз в функціональне рівняння Беллмана, отримуємо рівняння Гамільтона – Якобі – Беллмана в замкненій формі:

$$q_1x_1^2 + q_2x_2^2 + q_3x_3^2 + \frac{\partial S}{\partial x_1}(-a_1x_1 + a_2x_2) + \frac{\partial S}{\partial x_2}a_3x_3 + \\ + \frac{\partial S}{\partial x_3}(-a_4x_2 - a_5x_3) = \frac{b^2}{4r}\left(\frac{\partial S}{\partial x_3}\right)^2 \quad (10)$$

Рішенням цього рівняння є функція Беллмана S. Для такого вигляду рівняння Гамільтона -Якобі -Беллмана функцію Беллмана слід шукати у вигляді квадратичної форми від змінних стану x_1, x_2, x_3. В загальному випадку функція Беллмана запишеться:

$$S(x_1, x_2, x_3) = K_{11}x_1^2 + 2K_{12}x_1x_2 + 2K_{13}x_1x_3 + K_{22}x_2^2 + 2K_{23}x_2x_3 + K_{33}x_3^2, \quad (11)$$

де $K_{ij}, ij = \overline{1,3}$ - коефіцієнти квадратичної форми, що повинні бути знайдені.

Відповідно часткові похідні від функції Беллмана заипшуться у вигляді:

$$\frac{\partial S}{\partial x_1} = 2K_{11}x_1 + 2K_{12}x_2 + 2K_{13}x_3, \\ \frac{\partial S}{\partial x_2} = 2K_{12}x_1 + 2K_{22}x_2 + 2K_{23}x_3, \quad (12) \\ \frac{\partial S}{\partial x_3} = 2K_{13}x_1 + 2K_{23}x_2 + 2K_{33}x_3.$$

Підставляємо вираз для похідні від функції Беллмана в рівняння Гамільтона – Якобі – Беллмана, отримуємо:

$$q_1x_1^2 + q_2x_2^2 + q_3x_3^2 + (2K_{11}x_1 + 2K_{12}x_2 + 2K_{13}x_3)(-a_1x_1 + a_2x_2) + \\ + (2K_{12}x_1 + 2K_{22}x_2 + 2K_{23}x_3)a_3x_3 + (2K_{13}x_1 + 2K_{23}x_2 + \\ + 2K_{33}x_3)(-a_4x_2 - a_5x_3) = \frac{b^2}{4r}\left(2K_{13}x_1 + 2K_{23}x_2 + 2K_{33}x_3\right)^2 \quad (13)$$

Розкриваємо дужки, при цьому рівняння Гамільтона – Якобі – Беллмана трансформується до вигляду:

$$
\begin{aligned}
& q_1x_1^2 + q_2x_2^2 + q_3x_3^2 - 2K_{11}a_1x_1^2 - 2K_{12}a_1x_1x_2 - 2K_{13}a_1x_1x_3 + \\
& + 2K_{11}a_2x_1x_2 + 2K_{12}a_2x_2^2 + 2K_{13}a_2x_2x_3 + 2K_{12}a_3x_1x_3 + \\
& + 2K_{22}a_3x_2x_3 + 2K_{23}a_3x_3^2 - 2K_{13}a_4x_1x_2 - 2K_{23}a_4x_2^2 - 2K_{33}a_4x_2x_3 - \\
& - 2K_{13}a_5x_1x_2 - 2K_{23}a_5x_2x_3 - 2K_{33}a_5x_3^2 = \\
& = \frac{b^2}{r}K_{13}^2x_1^2 + \frac{b^2}{r}K_{23}^2x_2^2 + \frac{b^2}{r}K_{33}^2x_3^2 + \\
& + \frac{2b^2}{r}K_{13}K_{23}x_1x_2 + \frac{2b^2}{r}K_{23}K_{33}x_2x_3 + \frac{2b^2}{r}K_{13}K_{33}x_1x_3
\end{aligned}
\tag{14}
$$

Далі прирівнюємо коефіцієнти при одинакових ступенях відповідних коефіцієнтів квадратичної форми, отримуємо наступну систему рівнянь:

$$
\begin{aligned}
& x_1^2 : q_1 - 2K_{11}a_1 = b^2r^{-1}K_{13}^2, \\
& x_2^2 : q_2 + 2K_{12}a_2 - 2K_{23}a_4 = b^2r^{-1}K_{23}^2 \\
& x_3^2 : q_3 + 2K_{23}a_3 - 2K_{33}a_5 = b^2r^{-1}K_{33}^2 \\
& x_1x_2 : -2K_{12}a_1 + 2K_{11}a_2 - 2K_{13}a_4 - 2K_{13}a_5 = 2b^2r^{-1}K_{13}K_{23} \\
& x_1x_3 : -2K_{13}a_1 + 2K_{12}a_3 = 2b^2r^{-1}K_{13}K_{33} \\
& x_2x_3 : 2K_{13}a_2 + 2K_{22}a_3 - 2K_{33}a_4 - -2K_{23}a_5 = 2b^2r^{-1}K_{23}K_{33}x_2x_3
\end{aligned}
\tag{15}
$$

Вирішуючі цю сситему квадратичних рівнянь отримуємо необхідні значення коефіцієнтів, в тому числі й ті, що фігурують в вихідному законі оптимального керування.

$$u_{рз} = -br^{-1}(K_{13}x_1 + K_{23}x_2 + K_{33}x_3). \tag{16}$$

Вирішення системи рівнянь Ріккаті та знаходження коефіцієнтів оптимального регулятора можлива з використанням програмного забезпечення MATLAB із використанням команд LQR та CARE. При цьому необхідно отримати математичну модель, що описує динамічні характеристики системи стабілізації зусилля різання у матричній формі.

Для нашого випадку в загальному випадку матричне диференційне рівняння, що описує систему стабілізації має вигляд:

$$\dot{X} = AX + BU, \tag{17}$$

де $A = \begin{bmatrix} -a_1 & a_2 & 0 \\ 0 & 0 & a_3 \\ 0 & -a_4 & -a_5 \end{bmatrix}$ - матриця дінамики, що описує динаічні властивості системи стабілізації зусилля різання; $B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b \end{bmatrix}$ - матриця керування.

Вирішими задачу синтезу оптимального регулятора для наступних параметрів $T_{різ} = 0{,}01c$, $K_{різ} = 31{,}85\,Н/рад/с$, $J = 0{,}05кг \cdot м^2$, $T_{\mu} = 0{,}01c$, $K_{ш} = 0{,}064$.Відповідно параметри матриці динаміки та керування запишуться:

$$a_1 = \frac{1}{T_{різ}} = 100,\quad a_2 = \frac{K_{різ}}{T_{різ}} = 3185,\quad a_3 = \frac{1}{J} = 20,\quad a_4 = \frac{J}{8T_{\mu}^2} = 62{,}5,\quad a_5 = \frac{1}{2T_{\mu}} = 50,$$

$$b = \frac{J}{8T_{\mu}^2 \cdot K_{ш}} = 976{,}6.$$

Отже підставимо отримані значення в матриці динаміки та керування, отримаємо:

$$A = \begin{bmatrix} -100 & 3185 & 0 \\ 0 & 0 & 20 \\ 0 & -62{,}5 & -50 \end{bmatrix}; B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 976{,}6 \end{bmatrix}.$$

Далі вибираємо вагові коефіцієнти,відповідно обмежень на максимальні значення вихідних змінних та керуючого впливу:

$$q_1 = F_{Z\max}^{-2} = 5000^{-2} = 0{,}00000004, q_2 = \omega_{\max}^{-2} = 157^{-2} = 0{,}000041,$$
$$q_3 = M_{\max}^{-2} = 14^{-2} = 0{,}005,\ r = u_{\max}^{-2} = 10^{-2} = 0{,}01.$$

Відповідно матриці обмежень, що використовуються при проектуванні лінійно – квадратчиного оптимального регулятора запишуться:

$$Q = \begin{bmatrix} 0{,}00000004 & 0 & 0 \\ 0 & 0{,}000041 & 0 \\ 0 & 0 & 0{,}005 \end{bmatrix}; R = [0{,}01].$$

Розрахунок параметрів оптимального регулятора здійснюється шляхом використання команди [K,S,E]=lqr(A,B,Q,R). Отримаємо матрицю коефіцієнтів оптимального регулятора:

$$K = [0{,}000001534 \quad 0{,}0287 \quad 0{,}761].$$

Дослідимо поведінку системи стабілізації зусилля різання при подачі ступінчатого сигналу завдання методом математичного моделювання з використанням програмного забезпечення MATLAB. В якості завдання буде формування значення $F_{Zз} = 5000H$. Графік перехідного процесу представлений на рисунку 3.

Очевидно, що для лінійної математичної моделі, коли двигун працює не на максимальній продуктивності, а параметри обробки варіюються несуттєво характер перехідного процесу є оптимальним, а процедура синтезу цього регулятора є досить простою. В той же час при появі суттєвих нелінійностей така поведінка системи може значно змінюватись, що потребує використання більш складних регуляторів.

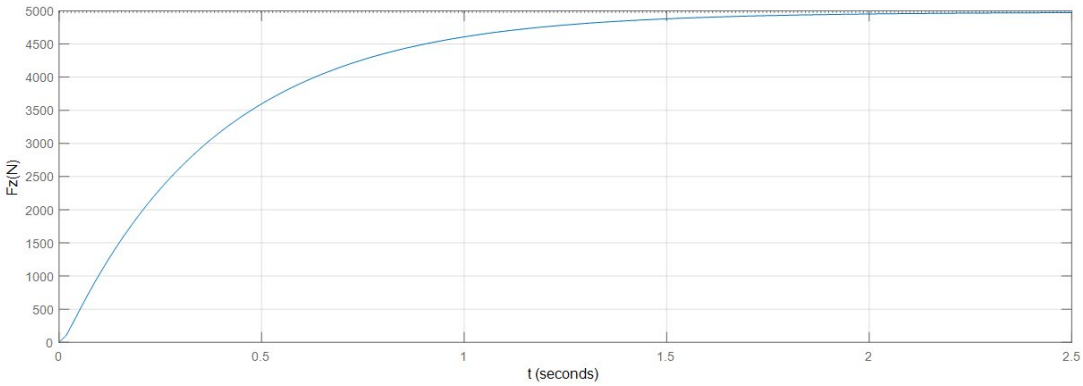


Рисунок 3. Графік перехідного процесу при стрибкоподібній зміні навантаження на різець.

3.3. Вирішення задачі побудови лінійного адаптивного квазіоптимального регулятора для системи стабілізації зусилля різання за критерієм узагальненої роботи Красовського.

Коли електропривода подачі і головного руху працюють на максимальній продуктивності, суттєвим стає вплив обмеження на максимальну величину завдання на електропривод подачі. Це обмеження впливу фактично трансформується в появу нелінійності типу «насичення» в замкненому контурі стабілізації зусилля різання. Тому, для електроприводів металорізальних верстатів для «чорнової» обробки деталей, де вихідною координатою є зусилля різання за однією з координат математична модель має вигляд, представленому на рис.4.

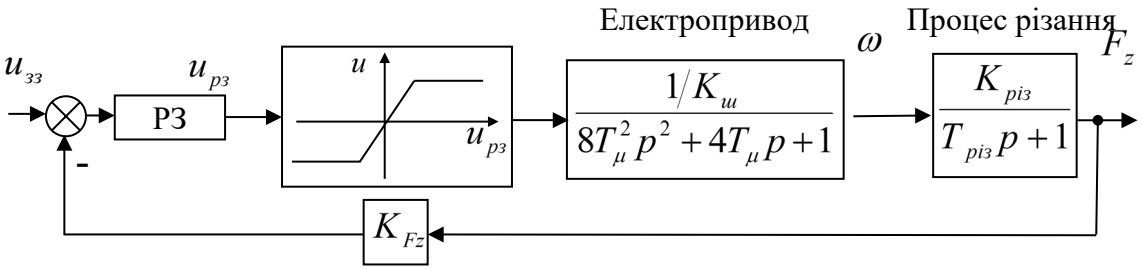


Рисунок 4 – Математична модель електроприводу переміщення робочого органу.

На рисунку 4 прийняті наступні позначення: $u_{рз}$ - завдання за зусиллям по осі Z; $u_{рз}$ - вихідний сигнал регулятора зусилля різання; ω - швидкість обертання валу двигуна; F_z - складова зусилля різання по осі Z; $K_ш$ - коефіцієнт зворотного зв’язку за швидкістю; T_μ - некомпенсована стала часу напівпровідникового перетворювача; K_{Fz} - коефіцієнт зворотного зв’язку за переміщенням, $K_{різ}(t_p)$ - коефіцієнт підсилення процесу різання, що є фунцією припуску t_p, $T_{різ}$ - стала часу процесу різання, $РЗ$ - регулятор зусилля.

По «чорновій» обробці та стабілізації тангенціальної складової зусилля

різання величина $T_{різ}$ є співрозмірною, а іноді навіть і перевищує величину некомпенсованої сталої часу T_{μ} сучасних транзисторнх перетворювачів частоти. Тому, при відповідному налаштуванні регуляторів струму і швидкості, електропривод в моделі розглядається у вигляді аперіодичної ланки другого порядку. Слід відзначити, що контур швидкості в даному випадку відповідає налаштуванню на модульний або технічний оптимум, оскільки астатизм системи за швидкістю не є необхідним.

Оскільки в контурі регулювання зусилля різання міститься одна суттєва нелінійність типу «насичення», це унемовживлює використання класичних методів синтезу регулятора. Крім того, варіація коефіцієнту підсилення $K_{різ}(t_p)$ від припуску має періодичний характер внаслідок ексцентриситету заготовки.

Для суттєвої нелінійності типу «насичення» та при здійсненні процедури лінеаризації «в точці» отримаємо, $u = K(u_{рз})u_{рз}$, де $K(u_{рз})$ - коефіцієнт лінеаризації, що буде обраховуватися в системі керування в реальному часі. Так само будемо обраховувати коефіцієнт підсилення процесу різання $K_{різ}(t_p)$ при зміні припуску, що буде відслідковуватися відповідним датчиком.

З урахуванням лінеаризації запишемо модель керованого об’єкта у вигляді системи диферецiйних рівнянь:

$$\begin{aligned} &\dot{F}_z = -T_{різ}^{-1} F_z K_{різ}(t_p) T_{різ}^{-1}\omega; \\ &\dot{\omega} = MJ^{-1}; \\ &\dot{M} = -0{,}5T_{\mu}^{-1}M - 0{,}125JT_{\mu}^{-2}\omega + 0{,}125JK(u_{рз})T_{\mu}^{2}K_{ш}^{-1}u_{рз}, \end{aligned} \tag{18}$$

де M - крутний момент двигуна, що визначається безпосередньо перетворювачем за математичною моделлю двигуна та може бути переданий у зовнішню систему керування; J - сумарний момент інерції електроприводу.

Представимо математичну модель контуру стабілізації зусилля різання у форматі запису із змінними стану, отримуємо:

$$\begin{aligned} &x_1 = -a_1x_1 + a_2x_2; \\ &\dot{x}_2 = a_3x_3; \\ &\dot{x}_3 = -a_4x_2 - a_5x_3 + b(u_{рз})u_{рз}, \end{aligned} \tag{19}$$

де $x_1 = F_z$, $x_2 = \omega$, $x_3 = M$, $a_1 = T_{різ}^{-1}$, $a_2 = K_{різ}(t_p)T_{різ}^{-1}$, $a_3 = J^{-1}$, $a_4 = 0{,}125T_{\mu}^{-2}$, $a_5 = 0{,}5T_{\mu}^{-1}$, $b = 0{,}125JK(u_{рз})T_{\mu}^{2}K_{ш}^{-1}$.

Для електроприводів металообробних верстатів найчастіше пред’являються вимоги підвищеної точності відпрацювання сигналу завдання з обмеженням допустимих значень швидкості і моменту двигуна. Відповідно до цього можна рекомендувати в якості критерії оптиманої роботи електроприводу використовувати критерій мінімальної динамічної похибки з урахуванням обмеження на керування. При цьому для отриманої математичної моделі критерій оптимальності запишемо у наступній формі:

$$\min_{u_{рз}} J = \int_0^{\infty} \left[\sum_{i=1}^{3} \alpha_i x_i^2 + c u_{рз}^2 \right] dt . \qquad (19)$$

де α_i - вагові коефіцієнти, що формують обмеження за змінні стану в процесі регулювання; c - ваговий коефіцієнт, що формує обмеження на керуючий вплив.

Процедура пошуку оптимального закону для об’єкту та функціоналу якості відома як процедура аналітичного конструювання оптимального регулятора і базується на вирішенні задачі Льотова О.М. Для лінеаризованої системи диференційних рівнянь та квадратичного функціоналу якості оптимальний регулятор в загальній формі описуватиметься виразом:

$$u_{рз} = -\sum_{i=1}^{3} K_i x_1 , \qquad (20)$$

де K_i - коефіцієнти регулятора, що визначаються з алгебраїчної системи рівнянь Ріккаті.

Сама система рівнянь Ріккаті для даного випадку буде складатись з чотирьох квадратичних рівнянь, що матиме декілька рішень, адже до стійкості системи приводитиме лише одне з них. Із врахуванням часу обчислення коефіцієнтів лінеаризації, вирішення системи квадратичних рівнянь, а також перевірки рішення на стійкість система керування швидкодіючими позиційними електроприводами може працювати із суттєвим запізненням, що впливатиме на якість роботи в цілому.

Тому, для спрощення задачі аналітичного конструювання рекомендується використовувати критерій узагальненої роботи О.О.Красовського, що для заданого об’єкту матиме вигляд:

$$\min_{u_{рп}} J = \int_0^{\infty} \left[\sum_{i=1}^{3} \alpha_i x_i^2 + c u_{рп}^2 + c u_{опт}^2 \right] dt, \qquad (21)$$

де $c_{опт} u_{опт}^2$ - обмеження на оптимальне керування, що суттєво не впливає на змінні стану під час регулювання, але значно дозволяє спростити процедуру обчислення закону оптимального регулятора.

Складаємо з урахуванням вищевказаного функціоналу якості модифіковане функціональне рівняння Белмана:

$$\begin{aligned} &\min_{u_{рп}} [\alpha_1 x_1^2 + \alpha_2 x_2^2 + \alpha_3 x_3^2 + c u_{рз}^2 + c u_{опт}^2 + \frac{\partial S}{\partial x_1}(-a_1 x_2 + a_2 x_2) + \\ &+ \frac{\partial S}{\partial x_2} a_3 x_3 + \frac{\partial S}{\partial x_3}(-a_4 x_2 - a_5 x_3 + b(u_{рз}) u_{рз})] = 0. \end{aligned} \qquad (21)$$

Здійснюємо процедуру пошуку екстремуму для оптимального керування шляхом диференціювання функціонального рівняння Беллмана $u_{рз}$. В результаті отримуємо вираз для оптимального керування $u_{рз}$ в явному вигляді:

$$u_{рз} = u_{опт} = -\frac{b(u_{рз})}{2c}\frac{\partial S}{\partial x_3}. \qquad (22)$$

Отриманий вираз підставляємо в модифіковане рівняння і отримуємо рівняння Гамільтона –Якобі – Белмана в замкненій формі:

$$\alpha_1 x_1^2 + \alpha_2 x_2^2 + \alpha_3 x_3^2 + \frac{\partial S}{\partial x_1}(-a_1 x_1 + a_2 x_2) + \frac{\partial S}{\partial x_2} a_3 x_3 + \frac{\partial S}{x_3}(-a_4 x_2 - a_5 x_3) = 0 \quad (23)$$

Рішенням цього рівняння буде функція Белмана у вигляді квадратичної форми третього порядку:

$$S = \sum_{ij=1}^{3} K_i K_j x_i x_j = K_1^2 x_1^2 + 2K_{12} x_1 x_2 + 2K_{13} x_1 x_3 + K_2^2 x_2^2 + 2K_{23} x_2 x_3 + K_3^2 x_3^2 \quad (24)$$

Підставляємо в рівняння Гамільтона –Якобі – Белмана, отримуємо систему арифметричних рівнянь першого порядку, що має назву модифікованої системи рівнянь Ріккаті для визначення коефіцієнтів квадратичної форми:

$$\begin{cases} a_1 K_{11} = \alpha_1 \\ -a_2 K_{12} + a_4 K_{23} = \alpha_2 \\ -a_3 K_{23} + a_5 K_{33} = \alpha_3 \\ K_{11} a_2 - a_1 K_{12} - a_4 K_{13} = 0 \\ K_{12} a_3 - (a_1 + a_5) K_{13} = 0 \\ a_2 K_{13} + a_3 K_{22} - a_5 K_{23} - a_4 K_{33} = 0 \end{cases} \qquad (25)$$

Вирішуючи цю систему рівнянь в реальному часі при зміні коефіцієнтів лінеаризації, ми отримаємо оптимальне рішення для кожної точки фазового простору. Такий підхід має назву методу Пірсона і при великій швидкодії системи керування може забезпечити якісні перехідні процеси. При цьому отримані коефіцієнти передаються в алгоритм керування:

$$u_{рз} = -\frac{b(u_{рз})}{2c}(K_{13} x_1 + K_{23} x_2 + K_{33} x_3). \qquad (26)$$

Дослідимо динамічні характеристики системи стабілізації зусилля різання із наступними параметрами системи: $T_{різ} = 0{,}01c$, $K_{різ} = 25{,}5..38{,}2$, $K_ш = 15{,}7$, $T_\mu = 0{,}01c$, $J = 0{,}1$, $K(u_{рз}) = 0{,}1..1$.

Дослідження проведемо методом цифрового моделювання з використанням математичного пакету MATLAB та його додатку Simulink. Схема контуру стабілізації зусилля різання з запропонованим регулятором має вигляд, представлений на рис.5. На тому ж рисунку для можливості порявняння якості регулювання реалізовано пропорційно – інтегрально - диференційний – регулятор зусилля різання, що включено одразу після запуску системи. Після 5 секунди активується синтезований квазіоптимальний регулятор.

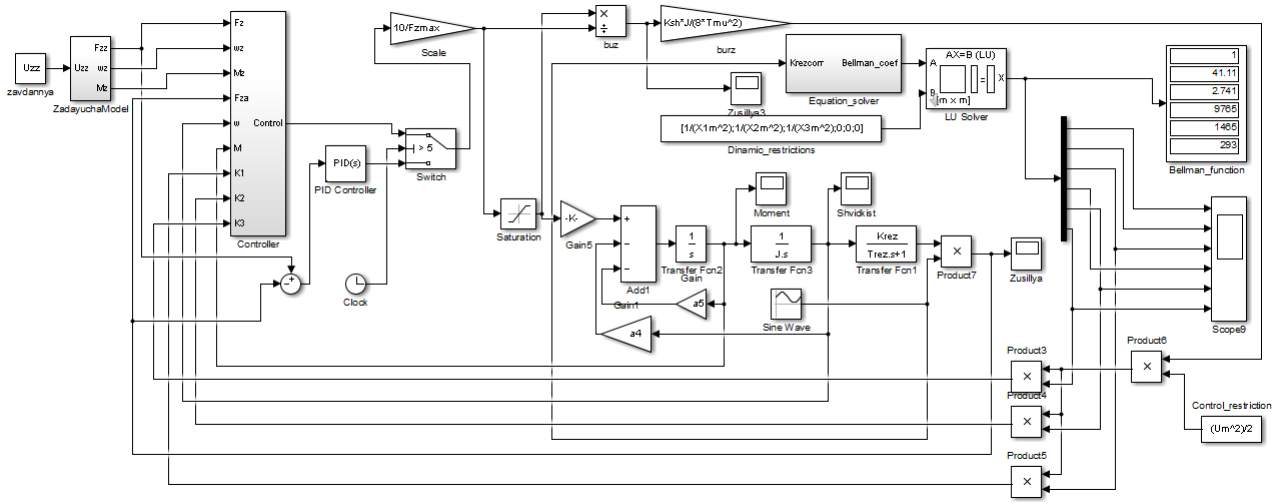


Рисунок 5 – Структурна схема контуру стабілізації зусилля різання із синтезованим регулятором, реалізована у додатку Simulink.

Для вирішення в реальному часі системи лінійних алгебраїчних рівнянь використовуємо функціональний блок LU Solver. Коефіцієнти матриці B є незмінними і залежать лише від вагових коефіцієнтів. При цьому самі вагові коефіцієнти в даному випадку розраховуються за методикою Мерієма:

$$\alpha_i = x_{i\max}^{-2}, \; c = u_{\max}^{-2}. \tag{27}$$

де $x_{i\max}$ - максимальне відхилення і-ї координати від номінального значення, $u_{\max}$ - максимальне відхилення керуючого впливу.

В нашому прикладі $x_{1\max} = 0{,}1$, $x_{2\max} = 15{,}4$, $x_{3\max} = 1$, $u_{\max} = 0{,}1$, тобто суттєві обмеження накладаються лише на складову зусилля різання F_z.

В матриці A є коефіцієнти, що залежать від величини коефіцієнту підсилення процесу різання, тобто повинні обраховуватися на кожному циклі роботи регулятора. В Simulink зміна коефіцієнту підсилення подавалась в матрицю A в якості процентного відношення відносно номінального значення. Величина Krescorr при моделюванні змінювалась за синусоідальною заледністю, що відповідає синусоідальній зміні припуску внасоідок ексцентриситету деталі. Формування синусоїди здійснювалось блоком Sine_wave.

Формування матриці A здійснювалось за допомогою блоку Equation_solver, внутрішній вигляд якого представлений на рис.6.

Визначення коефіцієнту $K(u_{рз})$ здійснюється за наступною формулою:

$$K(u_{рз}) = sat(u_{рз})u_{рз}^{-1}, \tag{28}$$

де $sat(u_{рз})$ - вихідний сигнал регулятора зусилля з урахуванням блоку обмеження saturation.

Далі значення $K(u_{рз})$ множиться на вираз в блоці burz, на сталу обмеження на керування и подається на блоки множення з відповідними коефіцієнтами функції Беллмана. Отримані змінні подаються в блок Controller для формування

керуючого впливу. Внутрішня структура функціонального блоку controller представлена на рис.7.

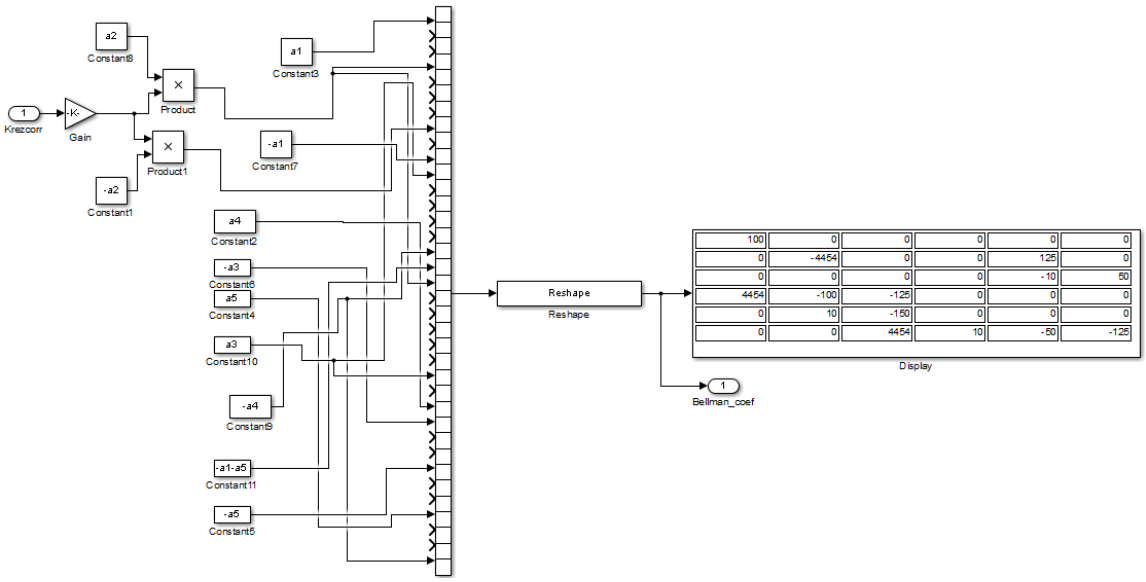


Рисунок 6 – Блок Equation_solver для визначення коефіцієнтів матриці A модифікованої системи рівнянь Ріккаті.

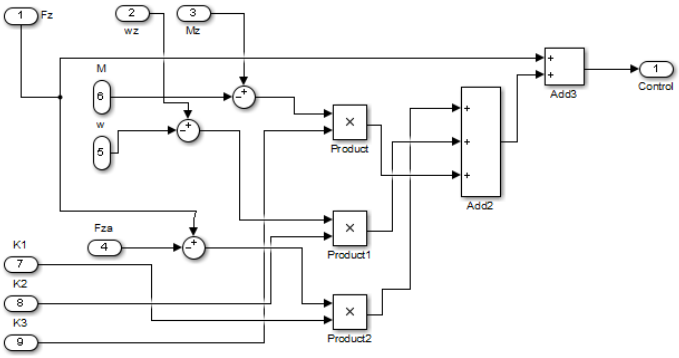


Рисунок 7 – Структура блоку керування зусиллям різання.

В даному блоці реалізується алгоритм керування шляхом формування задаючого сигналу за зусиллям різання і керуючих впливів за змінними стану. При цьому слід розуміти, що вирішення класичної задачі Льотова забезпечується на основі відхилень за змінними стану, тобто необхідно сформувати різниці між поточними значеннями та еталонними для ідельного процесу. В якості ідеального перехідного процесу розглядаємо безінерційний процес зміни швидкості та зусилля різання, тобто з нульовою динамічною похибкою. Формування еталонних сигналів здійснюється у блоці ZadayuchaModel. Графік перехідного процесу за зусиллям різання при використанні запропонованого регулятора представлений на рис.8.

Можна побачити, что при використанні синтезованого регулятора коливання зусилля різання при зміні припуску значно зменшуються, що підвищує продуктивність системи, сприяє зменьшенню зносу різця. Подальше покращення перехідного процесу можливе за рахунок використання

нелійнійного регулятора зусилля різання.

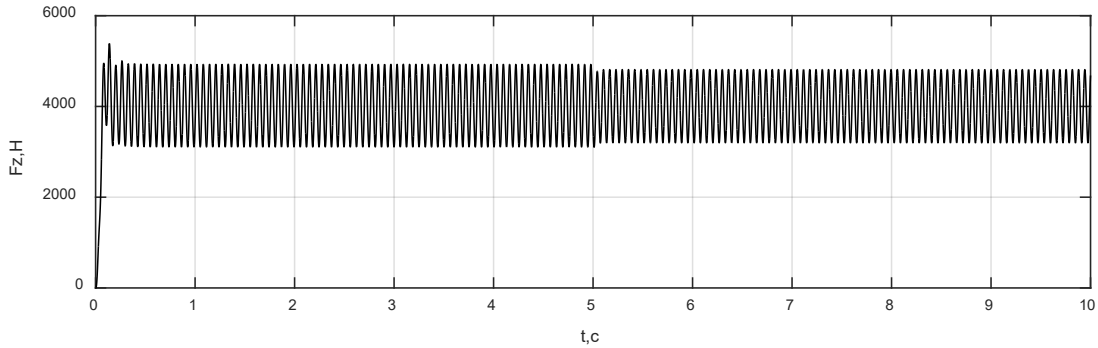


Рисунок 8 – Графік перехідного процесу за зусиллям різання при використанні ПІД – регулятора (до 5с моделювання) та синтезованого регулятора.

3.4. Вирішення задачі побудови нелінійного квазіоптимального регулятора для системи стабілізації зусилля різання за критерієм узагальненої роботи.

Вищевказаний запропонований регулятор містить лише лінійні складові від змінних стану, параметри яких змінюються у незначних межах. Відповідно до цього отриманий алгоритм керування реалізується на класі лінійних функцій, що не дозволяє забезпечити робастність рішення для суттєвих коливань внутріншніх параметрів. Це підтверджується результатами моделювання, отриманими раніше.

Другим суттєвим недоліком такого підходу є те, що при великих лінійних швидкостях обертання деталі значно зменшується стала $T_{різ}$ і відповідно до цього значно підвищуються вимоги до швидкодії контролера, що обчислює рішення для системи алгебраїчних рівнянь.

Внаслідок цього, при значних коливаннях припуску або великих швидкостей обертання виникаже необхідність реалізації нелінійного квазіоптимального регулятора із детермінованими коефіцієнтами.

Розглянемо процедуру синтезу квазіоптимального регулятора для системи, отриманої в результаті лінеаризації нелінійних залежностей і варіацій параметрів:

$$\begin{aligned} x_1 &= -a_1 x_1 + a_2 x_2; \\ \dot{x}_2 &= a_3 x_3; \\ \dot{x}_3 &= -a_4 x_2 - a_5 x_3 + b(u_{рз}) u_{рз}, \end{aligned} \tag{29}$$

де $x_1 = F_z$, $x_2 = \omega$, $x_3 = M$, $a_1 = \dfrac{1}{T_{рез}}$, $a_2 = \dfrac{K_{різ}(t_p)}{T_{різ}}$, $a_3 = \dfrac{1}{J}$, $a_4 = \dfrac{J}{8T_\mu^2}$, $a_5 = \dfrac{1}{2T_\mu}$, $b = \dfrac{JK(u_{рз})}{8T_\mu^2 \cdot K_ш}$.

Вирішими задачу синтезу квазіоптимального регулятора шляхом

використання методу «занурення», запропонованої в роботах Ю.Ту [12]. Відповідно до цього методу вирішується задача аналітичного конструювання оптимального регулятора для змінних параметрів і коефіцієнтів лінеаризації для різних областей фазового простору. Так, спочатку здійснюється лінеаризацію нелінійності «типу насичення» методом «січних». Відзначимо, що коефіцієнти лінеаризації b_1, b_2, b_3 фактично визначають поведінку переміщення робочої точки та параметрів функції Беллмана – Ляпунова для фіксованих областей фазового простору. Визуалізація методу «січних» та заміни нелінійної залежності прямими для різних значень вхідного сигналу представлені на рисунку 9. При цьому фактично коефіцієнт «миттєвої» лінеаризації трансформується в «ступінчасту» функцію, загальний вигляд якої представлений на рисунку 10.

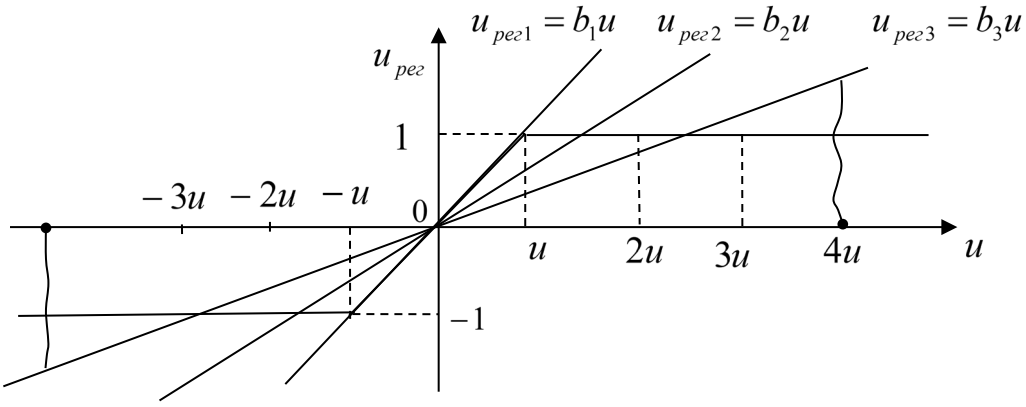


Рисунок 9 – Лінеаризація нелінійності методом «січних».

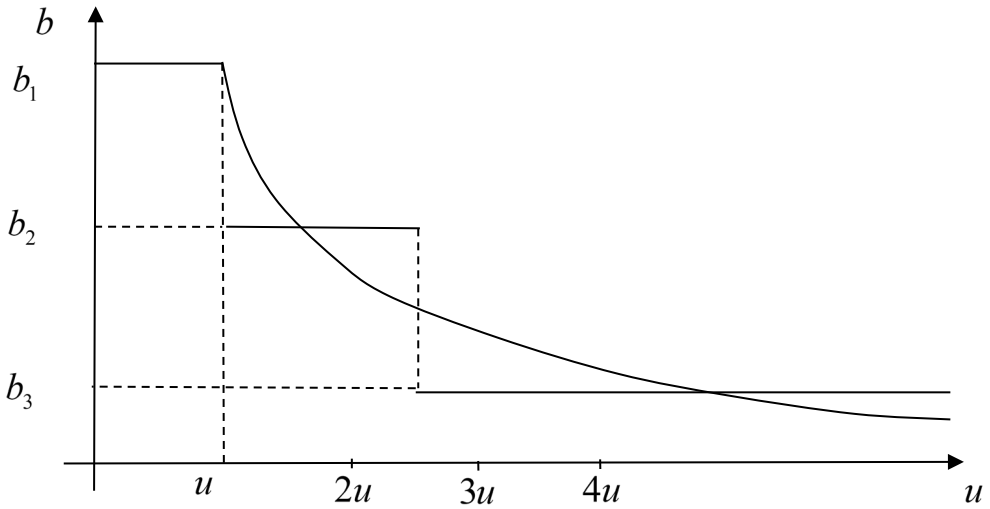


Рисунок 10 – Графік зміни коефіцієнту «миттєвої» лінеаризації.

Зрозуміло, що із збільшенням кількості «січних» при здійсненні процедури лінеаризації, збільшується точність квазіоптимального рішення. В той же самий час, це суттєво ускладнить алгоритм керування і, відповідно, його програмну реалізацію. Саме тому, лінеаризація методом «січних» здійснюється на граничних областей фахового простору «в малому» та «у великому».

Область «в малому» відповідає області мінімальних значень змінних стану, при яких стає несуттєвим вплив однозначних нелінійних залежностей і варіацій

параметрів, а складові закону керування вищого порядку невелюються внаслідок їх малості при зведенні в степінь.

Область «у великому» відповідає максимально можливим відхиленням змінних стану та змінних параметрів від номінальних значень. Вирішення задачі аналітичного конструювання для максимальних значень відхилень теж призводить до отримання лінійного закону керування, оскільки відповідає незмінним у вузькому діапазоні значенням параметрів та фіксованим значенням нелінійностей. Так, наприклад, для нелінійності типу «насичення» для дуже великих значень аргументу коливання коефіцієнту лінеаризації стають несуттєвими.

Основною проблемою розробки оптимальних регуляторів є визначення алгоритму керування при переміщенні зображальної точки із області «у великому» в область «у малому». І тут існує багато рішень цієї задачі. Так, при використанні методу Пірсона алгоритм перераховується на кожному циклі роботи контролера. В багатьох роботах пропонується розділити керування в часі із формуванням параметрів регулятора як функцій часу. Одним з найцікавіших підходів є метод В.Ф. Кудіна, що дозволяє отримати детерміновані коефіцієнти [8].

При цьому методі відбувається оптимізація коефіцієнтів регулятора, тобто оптимізується не траекторія руху зображальної точки, а параметри закону оптимального керування, що стають функціями змінних стану при переміщенні з області «у великому» в область «в малому». Це в свою чергу, призводить до оптимізації поведінки системи в цілому, а саме оптимальний рух робочох точки в граничних режимах, та квазіоптимальний рух між цими режимами.

Вирішимо задачу побудови оптимального регулятора для системи стабілізації зусилля різання, що описується математичною моделлю, представленою в попередньому пункті.

При цьому для неї вирішимо класичну задачу Льотова з фіксованими значеннями параметра $a_2 = K_{piз}(t_p)T_{piз}^{-1}$ та коефіцієнту керування $b(u_{pз})$ для області «у великому» та «у малому».

В якості мінімізованого функціоналу якості вибираємо звичайний квадратичний функціонал якості без оптимальної складової Красовського:

$$\min_{u_{pз}} J = \int_0^{\infty} \left[\sum_{i=1}^{3} \alpha_i x_i^2 + c u_{pз}^2 \right] dt. \qquad (30)$$

Вирішуючи окремо задачі «в малому» та «у великому» отримаємо відповідні закони керування:

$$u_{pзM} = -K_{1M}x_1 - K_{2M}x_2 - K_{3M}x_3,\ u_{pзB} = -K_{1B}x_1 - K_{2B}x_2 - K_{3B}x_3, \qquad (31)$$

де M,B – індекси коефіцієнтів керування для областей фазового простору «в малому» та «у великому».

Далі визначаємо нові допустимі керування та здійснюємо зшивання «миттєвих значень» керуючих впливій «у великому» та «у малому» $u_{pзB}, u_{pзM}$, що

є справедливими для граничних областей фазового простору.Коефіцієнти регулятора K_1, K_2, K_3 є функціями змінних стану, тому керуючими діями призначаємо варіації параметрів ΔK_1, ΔK_2, ΔK_3. Тоді керування «у великому», що буде справедливим для максимальних відхилень змінних стану запишеться у вигляді:

$$u_{p3B} = -(\sum_{i=1}^{3} K_i x_i + \sum_{j=1}^{3} \Delta K_i x_i) \tag{32}$$

Для спрощення обчислення коефіцієнтів при змінних стану, що визначають варіації параметрів керування, використовуємо мінімізований некласичний функціонал (критерій узагальненої роботи Красовського О.О.) [14], що має вигляд:

$$\min_{\Delta k_1,\ldots,\Delta k_3} J_3 = \int_0^{\infty} \left[\sum_{i=1}^{3} \alpha_i x_i^2 + \sum_{j=1}^{3} c_j \Delta k_j^2 + \sum_{j=1}^{3} \frac{x_j^2}{4c_j} \cdot \left(b_B \frac{\partial S}{\partial x_3} \right)^2 \right] dt. \tag{33}$$

Підставляючи вираз для керування «у великому» в систему диференційних рівнянь, що описує динамічні властивості об’єкту, отримуємо:

$$\begin{aligned} x_1 &= -a_1 x_1 + a_2 x_2; \\ \dot{x}_2 &= a_3 x_3; \\ \dot{x}_3 &= -a_4 x_2 - a_5 x_3 - b_B (\sum_{i=1}^{3} K_i x_i + \sum_{j=1}^{3} \Delta K_i x_i), \end{aligned} \tag{34}$$

Для системи рівнянь, що описує динамічні властивості системи і мінімізованого функціоналу якості, складаємо функціональне рівняння Беллмана:

$$\begin{aligned} &\min_{\Delta k_1,\ldots,\Delta k_5} [\sum_{i=1}^{3} \alpha_i x_i^2 + \sum_{j=1}^{3} c_j \Delta k_j^2 + \sum_{j=1}^{3} \frac{x_j^2}{4c_j} \left(b_B \frac{\partial S}{\partial x_3} \right)^2 \\ &+ \frac{\partial V}{\partial x_1} \cdot (-a_1 x_1 + a_2 x_2) + \frac{\partial S}{\partial x_2} x_3 + \\ &+ \frac{\partial V}{\partial x_3} \cdot (-a_4 x_2 - a_5 x_3 - b_B \sum_{i=1}^{3} K_i x_i - b_B \sum_{j=1}^{3} \Delta K_i x_i)] = 0 \end{aligned} \tag{35}$$

Реалізуючи процедуру пошуку екстремуму шляхом взяття похідних за кожною з варіацією параметру керування, отримуємо:

$$\Delta K_1 = \frac{b_B}{2c_1} \cdot \frac{\partial S}{\partial x_3} \cdot x_1, \Delta K_2 = \frac{b_B}{2c_2} \cdot \frac{\partial S}{\partial x_3} \cdot x_2, \Delta K_3 = \frac{b_B}{2c_3} \cdot \frac{\partial S}{\partial x_3} \cdot x_3, \tag{36}$$

Підставляючи вирази оптимальних змін варіацій параметрів в явному вигляді (36) в модифіковане рівняння (35) і отрмиуємо модифікацію рівняння

Гамільтона – Якобі – Белмана в замкненій формі.

$$\sum_{i=1}^{3}\alpha_i x_i^2+\frac{\partial S}{\partial x_1}\cdot(-a_1x_1+a_2x_2)+\frac{\partial S}{\partial x_2}x_3+\frac{\partial S}{\partial x_3}\cdot(-a_4x_2-a_5x_3-b_B\sum_{i=1}^{3}K_ix_i)=0 \quad (37)$$

Рішення рівняння (37) будемо шукати в вигляді квадратичної форми:

$$S=\sum_{ij=1}^{3}S_{ij}x_ix_j=S_{11}x_1^2+2S_{12}x_1x_2+2S_{13}x_1x_3+S_{22}x_2^2+2S_{23}x_2x_3+S_{33}x_3^2 \quad (38)$$

Підставляємо квадратичну форму у рівняння Гамільтона – Якобі – Белмана:

$$\begin{aligned}&\alpha_1x_1^2+\alpha_2x_2^2+\alpha_3x_3^2+(2S_{11}x_1+2S_{12}x_2+2S_{13}x_3)\cdot(-a_1x_1+a_2x_2)+\\&+(2S_{12}x_1+2S_{22}x_2+2S_{23}x_3)x_3+\\&+(2S_{13}x_1+2S_{23}x_2+2S_{33}x_3)\cdot(-a_4x_2-a_5x_3-b_B\sum_{i=1}^{3}K_ix_i)=0\end{aligned} \quad (39)$$

Далі здійснюємо процедуру видкривання дужок, отримуємо:

$$\begin{aligned}&\alpha_1x_1^2+\alpha_2x_2^2+\alpha_3x_3^2-2S_{11}a_1x_1^2-2S_{12}a_1x_1x_2-2S_{13}a_1x_1x_3+\\&+2S_{11}a_2x_1x_2+2S_{12}a_2x_2^2+2S_{13}a_2x_2x_3+2S_{12}x_1x_3+2S_{22}x_2x_3+2S_{23}x_3^2+\\&-2S_{13}a_4x_1x_2-2S_{23}a_4x_2^2-2S_{33}a_4x_2x_3-2S_{13}a_5x_1x_3-2S_{23}a_5x_2x_3-2S_{33}a_5x_3^2-\\&-2S_{13}K_{1M}b_Bx_1^2-2S_{23}K_{1M}b_Bx_1x_2-2S_{33}K_{1M}b_Bx_1x_3-\\&-2S_{13}K_{2M}b_Bx_1x_2-2S_{23}K_{2M}b_Bx_2^2-2S_{33}K_{2M}b_Bx_2x_3-\\&-2S_{13}K_{3M}b_Bx_1x_3-2S_{23}K_{3M}b_Bx_2x_3-2S_{33}K_{3M}b_Bx_3^2=0\end{aligned} \quad (40)$$

Далі прирівнюємо коефіцієнти при однакових степенях змінних стану:

$$\begin{aligned}&x_1^2:\alpha_1-2S_{11}a_1-2S_{13}K_{1M}b_B=0\\&x_1x_2:-2S_{12}a_1+2S_{11}a_2-2S_{13}a_4-2S_{23}K_{1M}b_B-2S_{13}K_{2M}b_B=0\\&x_2^2:\alpha_2-2S_{23}a_4-2S_{23}K_{2M}b_B+2S_{12}a_2=0\\&x_1x_3:-2S_{13}a_1+2S_{12}-2S_{13}a_5-2S_{33}K_{1M}b_B-2S_{13}K_{3M}b_B=0\\&x_2x_3:2S_{13}a_2+2S_{22}-2S_{33}a_4-2S_{23}a_5-2S_{33}K_{2M}b_B-2S_{23}K_{3M}b_B=0\\&x_3^2:\alpha_3+2S_{23}-2S_{33}a_5-2S_{33}K_{3M}b_B=0\end{aligned} \quad (41)$$

Отримані значення коефіцієнтів функції Беллмана S_{ij} підставляємо в вираз для регулятора зусилля різання, тоді рівняння регулятора в загальному випадку має вигляд:

$$u=\sum_{i=1}^{3}k_ix_i+\sum_{i=1}^{3}\left(\frac{b_B}{c_1}x_1^2+\frac{b_B}{c_2}x_2^2+\frac{b_B}{c_3}x_3^2\right)\cdot(\sum_{j=1}^{3}k_{j3}x_j). \quad (42)$$

де K_{j3} - коефіцієнти квадратичної форми, що отримані при «зшиванні» рішень «у великому» та «у малому»;

K_i - коефіцієнти квадратичної форми, що отримані при рішенні задачі «у малому».

Вирішимо задачу побудови квазіоптимального регулятора для значень, представлених в попереденьому прикладі та порівняємо результати:

В нашому прикладі $x_{1\max} = 0{,}1$, $x_{2\max} = 15{,}4$, $x_{3\max} = 1$, $u_{\max} = 0{,}1$, $T_{piз} = 0{,}01c$, $K_{piз} = 25{,}5..38{,}2$ $K_{ш} = 15{,}7$, $T_{\mu} = 0{,}01c$, $K(u_{pз}) = 0{,}1..1$.

Звідси коефіцієнти динаміки та керування визначаються за формулами:

$$a_1 = \frac{1}{T_{рез}} = 100, a_2 = \frac{K_{piз}(t_p)}{T_{piз}} = 2550..3820, \qquad a_3 = \frac{1}{J} = 10, \qquad a_4 = \frac{J}{8T_{\mu}^2} = 100000,$$

$$a_5 = \frac{1}{2T_{\mu}} = 50,\ b = \frac{JK(u_{pз})}{8T_{\mu}^2 \cdot K_{ш}} = 203..304.$$

Оскільки процедура синтезу з використанням методу «занурення» працює для детермінованих коефіцієнтів динаміки та керування, приймає усереднене значення для параметру матриці динаміки $a_2 = 3200$ та мінімальне значення для параметру матриці керування $b = 203$.

Визначення коефіцієнтів оптимального регулятора «в малому» доцільно здійснювати методами матричного обчислення за допомогою прикладного програмного забезпечення MATLAB.

Складемо матриці динаміки, керування та, відповідно, обмежень відповідного квадратичного фнкціоналу якості:

$$A = \begin{bmatrix} -a_1 & a_2 & 0 \\ 0 & 0 & a_3 \\ 0 & -a_4 & -a_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -100 & 3200 & 0 \\ 0 & 0 & 10 \\ 0 & -100000 & -50 \end{bmatrix}; \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 203 \end{bmatrix};$$

$$Q = \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_2 & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 100 & 0 & 0 \\ 0 & 0{,}00422 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; R = [c_1] = [100]; \quad N = [0]$$

В загальному випадку матричне рівняння Ріккаті для області «в малому» має вигляд:

$$A^T S + SA - (SB + N)R^{-1}(B^T S + N^T) + Q = 0. \tag{43}$$

Оптимальна матриця керування в загальному вигляді запишется:

$$K = R^{-1}(B^T S + N^T). \tag{44}$$

Вирішення задачі пошуку рішення рівняння Ріккаті здійснюється в програмному забезпеченні MATLAB. При цьому використовується команда LQR, тобто визначаються параметри лінійно – квадратичного регулятора, що забезпечкє оптимальну повідінку відпрацювання заданого сигналу при квадратичному критерії якості та лінійному об’єкті керування.

Лістінг файлу в MATLAB, що виконує розрахунок параметрів матриці має вигляд:

```
A=[-100 3200 0;0 0 10;0 -100000 -50];%матриця динаміки
B=[0;0;203]; %матриця керування
Q=[100 0 0;0 0.00422 0;0 0 1];%матриця обмежень на змінні стану
R=[100]; %матриця обмежень на керування
N=[0]; %матриця впливу керування на змінні стану
[K,S,E]=lqr(A,B,Q,R,N); %команда пошуку коефіцієнтів матриці оптмиального керування
```

Оптимальна матриця керування запишется в наступній формі:

$K = [0{,}032 \quad 0{,}0158 \quad 0{,}0224]$.

Далі визначимо значення коефіцінтів обмеження на оптимальні зміни коефіцієнтів регулятора. При цьому використовуємо метод Мерріема для змінних стану [7]:

$$c_1 = \Delta k_{1\max}^{-2},\ c_2 = \Delta k_{2\max}^{-2},\ c_2 = \Delta k_{3\max}^{-2}. \tag{45}$$

Виходячи з положення, що кубічна складова має мати тей ж самий вплив на поведінку системи, що й лінійна, вибираємо значення обмежень з виразу:

$$\Delta k_{i\max} = \frac{b_B}{c_i} K_i x_{i\max}^2. \tag{46}$$

В цьому випадку отримуємо загальну наближену формулу для визначення обмежень на оптимальні зміни параметрів регулятора:

$$c_i = \frac{1}{\left(\frac{b_B}{c_i} K_i x_{i\max}^2\right)^2} = \frac{1}{\sqrt[3]{\left(b_B K_i x_{i\max}^2\right)^2}}. \tag{47}$$

Звідси визначаємо значення кожного з обмежень:

$$c_1 = \frac{1}{\sqrt[3]{\left(203 \cdot 0{,}032 \cdot 0{,}1^2\right)^2}} = 0{,}1616; \qquad c_2 = \frac{1}{\sqrt[3]{\left(203 \cdot 0{,}0158 \cdot 15{,}4^2\right)^2}} = 9{,}128;$$

$$c_3 = \frac{1}{\sqrt[3]{\left(203 \cdot 0{,}0224 \cdot 1^2\right)^2}} = 1{,}657$$

Отримані значення коефіцієнтів оптимального регулятора «в малому» підставляємо у систему лінійних алгебраїчних рівнянь для кубічних складових:

$$x_1^2 : 100 - 200S_{11} - 12{,}992S_{13} = 0$$

$$x_1x_2 : -200S_{12} + 6400S_{11} - 200000S_{13} - 12{,}992S_{23} - 6{,}4148S_{13} = 0$$

$$x_2^2 : 0{,}00422 - 200000S_{23} - 6{,}4148S_{23} + 6400S_{12} = 0$$

$$x_1x_3 : -200S_{13} + 2S_{12} - 100S_{13} - 12{,}992S_{33} - 9{,}0944S_{13} = 0$$

$$x_2x_3 : 6400S_{13} + 2S_{22} - 200000S_{33} - 100S_{23} - 6{,}4148S_{33} - 9{,}0944S_{23} = 0$$

$$x_3^2 : 1 + 2S_{23} - 100S_{33} - 9{,}0944SS_{33} = 0$$

Вирішення даної системи лінійних алгебраїчних рівнянь також доцільно здійснювати в програмному забезпеченні MATLAB, для цього представимо вищевсказану систему рівнянь в матричному вигляді:

$$\begin{bmatrix} -200 & 0 & -12{,}992 & 0 & 0 & 0 \\ 6400 & -200 & -200000 & 0 & -12{,}992 & -6{,}4148 \\ 0 & 6400 & 0 & 0 & -200006{,}4148 & 0 \\ 0 & 2 & -309{,}0944 & 0 & 0 & -12{,}992 \\ 0 & 0 & 6400 & 2 & -109{,}0944 & 6{,}4148 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & -109{,}0944 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} S_{11} \\ S_{12} \\ S_{13} \\ S_{22} \\ S_{23} \\ S_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -100 \\ 0 \\ -0{,}0422 \\ 0 \\ 0 \\ -1 \end{bmatrix}$$

Запишемо відповідно матриці:

$$M = \begin{bmatrix} -200 & 0 & -12{,}992 & 0 & 0 & 0 \\ 6400 & -200 & -200000 & 0 & -12{,}992 & -6{,}4148 \\ 0 & 6400 & 0 & 0 & -200006{,}4148 & 0 \\ 0 & 2 & -309{,}0944 & 0 & 0 & -12{,}992 \\ 0 & 0 & 6400 & 2 & -109{,}0944 & 6{,}4148 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & -109{,}0944 \end{bmatrix}$$

Для вирішення цієї системи рівнянь використаємо наступну програму у середовищі MATLAB:

```
M=[-200 0 -12.992 0 0 0;6400 -200 -200000 0 -12.992 -6.4148;
   0 6400 0 0 -200006.4148 0; 0 2 -309.0944 0 0 -12.992;
   0 0 6400 2 -109.0944 6.4148;0 0 0 0 2 -109.0944]
N=[-100;0;-0.0422;0;0;-1]
X = linsolve(M,N)
```

Отримуємо матрицю коефіцієнтів функції Беллмана:

$$S_{ij} = \begin{bmatrix} 0{,}4991 & 2{,}1961 & 0{,}0138 & -40{,}2656 & 0{,}0703 & 0{,}0105 \end{bmatrix}^T$$

Кінцевий алгоритм нелінійного квазиоптимального керування запишется:

$$u = -0{,}032x_1 - 0{,}0158x_2 - 0{,}0224x_3 -$$
$$-\left(1256x_1^2 + 22{,}24x_2^2 + 122{,}51x_3^2\right)\cdot(0{,}0138x_1 + 0{,}0703x_2 + 0{,}0105x_3)$$

Дослідження перехідних процесів здійснимо шляхом подачі ступінчатого сигналу на вхід системи. Доповнимо математичну модель об’єкта матрицею виходу по стану та матрицею виходу по керуванню C=[60000 0 0];D=[0].

При цьому здійснюємо перетворення моделі, що описує контур стабілізації зусилля різання, від матричної системи диференційних рівнянь до передаточної функції.

Графік перехідних процесів при використанні лінійно – квадратичного регулятора без нелінійних складових, та із використанням нелінійного регулятора представлені на рисунку 11.

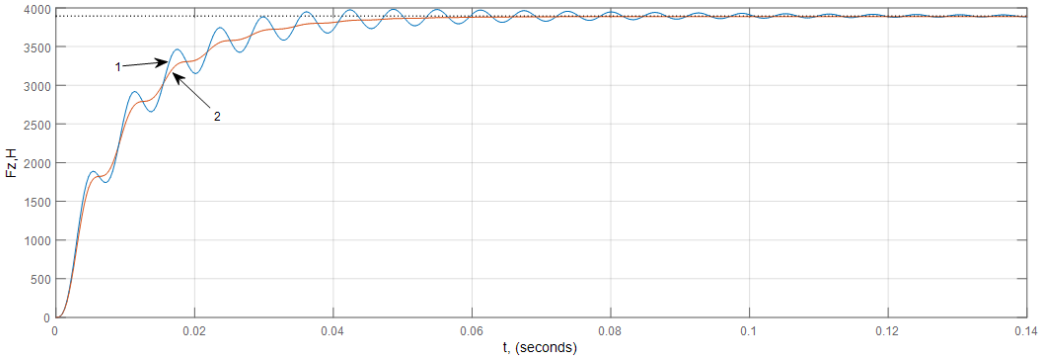


Рисунок 11 – Графік перехідного процесу при використанні лінійного регулятора (крива 1) та із використанням нелінійного квазіоптимального регулятора (крива 2).

Слід відзначити, що оптимальний регулятор значно підвищує якість керування, та не потребує суттєвого ускладнення реалізації системи керування.

3.5. Вирішення задачі побудови нелінійного квазіоптимального регулятора для системи стабілізації зусилля різання при наявності гармонічних збурень

Як було вказано вище, системи стабілізаціїї силових параметрів найчастіше використовуються при чорновій обробці металевих заготовок. При цьому, припуск, що знімається, під час різу на токарних верстатах може змінюватись в широких межах. Переріз деталі, що обробляється, можна побачити на рисунку 12. Це, в свою чергу призводить до суттєвих коливань зусилля різання, які необхідно враховувати під час синтезу системи керування.

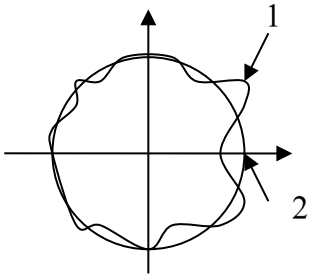


Рисунок 12 – Переріз деталі, що обробляється на токарному верстаті (1 –до обробки; 2 – після обробки).

Так, як відомо, тангенціальна складова зусилля різання може бути обчислена за формулою:

$$F_z = 9{,}8 C_{F_z} t_p^{x_{F_z}} s^{y_{F_z}} V_{об}{}^{n} k_{F_z}, \qquad (48)$$

де t_p - глибина різу (припуск), мм; s - величина подачі, що є пропорціною швидкості обертання приводу подачі, мм/об; $V_{об}$ - швидкість різання, що є пропорційною швидкості обертання шпинделю, м/хв; C_{F_z}, x_{F_z}, y_{F_z} n, k_{F_z} - коефіцієнти та показники степеню, що залежать від оброблюваного матеріалу, виду обробки, матеріалу ріжучого інструменту.

Для спрощення аналізу роботи системи стабілізації та процедури синтеза алгоритму керування доцільно здійснювати лінеаризацію залежності тангенціальної складової зусилля різання F_z при точінні від вхідних впливів, як керуючих, так і збурюючих: подачі s, швидкості різання $V_{об}$ та припуску t_p .Вирази для часткових похідних від функції залежності зусилля різання від вхідних змінних , що лінеаризована в точці лінеаризації, мають вигляд:

$$\left(\frac{\partial F_z}{\partial s}\right)_0 = 9{,}8 y_{F_z} C_{F_z} t_{p0}^{x_{F_z}} s_0^{y_{F_z}-1} V_{об0}^{\ n} k_{F_z};$$

$$\left(\frac{\partial F_z}{\partial V_{об}}\right)_0 = 9{,}8 n C_{F_z} t_{p0}^{x_{F_z}} s_0^{y_{F_z}} V_{об0}^{\ n-1} k_{F_z}; \qquad (49)$$

$$\left(\frac{\partial F_z}{\partial t_p}\right)_0 = 9{,}8 x_{F_z} C_{F_z} t_{p0}^{x_{F_z}-1} s_0^{y_{F_z}} V_{об0}^{\ n} k_{F_z}.$$

Відповідно, лінеаризована функція залежності зусилля різання від вхідних змінних приймає вигляд:

$$\delta F_z = \left(\frac{\partial F_z}{\partial s}\right)_0 \cdot \delta s + \left(\frac{\partial F_z}{\partial V_{об}}\right)_0 \cdot \delta V_{об} + \left(\frac{\partial F_z}{\partial t_p}\right)_0 \cdot \delta t_p. \qquad (50)$$

Припуск (глибину різання) можна представити як зміну радіуса обертання заготовки, тобто $t_p = \Delta r$. Крім того, з метою спрощення аналізу та виключення необхідності налаштування взаємопов’язаної системи електроприводів, приймаємо лінійну швидкість різання постійною, тобто $\delta V_{об} = 0$.

Тоді лінеаризований вираз для тангенціальної складової зусилля різання перепишеться в наступній формі:

$$\delta F_z = K_s \cdot \delta s + K_r \cdot \delta r. \qquad (51)$$

Рівняння, що описує процес різання при наявності впливів збурення та з урахуванням інерційності процесу зняття стружки, має вигляд:

$$(T_{різ} p + 1) \cdot F_z = K_{різ} \cdot \omega_n + \Delta m, \qquad (52)$$

де Δm - збурюючий вплив.

Слід відзначити, що при обробці деталі на токарному верстаті, відхилення припуску мають періодичний характер внаслідок обертання самою заготовки. При цьому частота коливань при встановленому значенні лінійної швидкості різання є однаковою для всіх збурень припуску [11]. Фактично збурення припуску при обробці деталі на токарному верстаті можуть описуватись системою диференційних рівнянь:

$$\Delta\ddot{m}_1 + 2\xi_1\omega_ш\Delta\dot{m}_1 + \omega_ш^{\ 2} = \delta(t - t_1);$$

$$\Delta\ddot{m}_2 + 2\xi_2\omega_ш\Delta\dot{m}_2 + \omega_ш^{\ 2} = \delta(t - t_2);$$

$$\ldots \qquad (53)$$

$$\Delta\ddot{m}_n + 2\xi_n\omega_ш\Delta\dot{m}_n + \omega_ш^{\ 2} = \delta(t - t_n);$$

$$\Delta m = \Delta m_1 + \Delta m_2 + \ldots + \Delta m_n, i = \overline{1,n}$$

где $\omega_ш$ - частота гармонійного збурення, що співпадає із швидкістю обертання шпинделю, $\delta(t)$ - функція Дірака (імпульсна функція), $t_i < \dfrac{1}{\omega_ш}$ - час запізнення виникнення збурення припуску відносно нульової координати, Δm_i - суттєве збурення припуску, що має місце на певній деталі, n - кількість суттєвих збурень припуску.

При формалізації характеру збурення виникає питання розробки квазіоптимального алгоритму керування, що забезпечує інваріантність системи, відносно цього збурення. Так, фактично постає проблема формування керуючого впливу, що компенсує гармонійні коливання параметрів різання. Цей фактор дозволяє суттєво спростити систему керування в цілому, оскільки під час синтезу можна використовувати найбільш суттєве коливання.

У випадку врахування лише однієї з складових збурення за припуском запишемо передавальну функцію впливу збурення, де вхідною функцією э послідовність імпульсів Дірака [12]:

$$W_m(p) = \frac{\Delta m}{\delta(t)} = \frac{1}{p^2 + 2\xi\omega_ш p + \omega_ш^{\ 2}}. \qquad (54)$$

Структурна схема контуру стабілізації зусилля різання з електроприводом постійного струму при наявності коливальних збурень зображено на рисунку 13. Контур регулювання швидкості представлений колдивальною ланкою. Обмеження на виході регулятора зусилля різання описано ланкою типу «насичення».

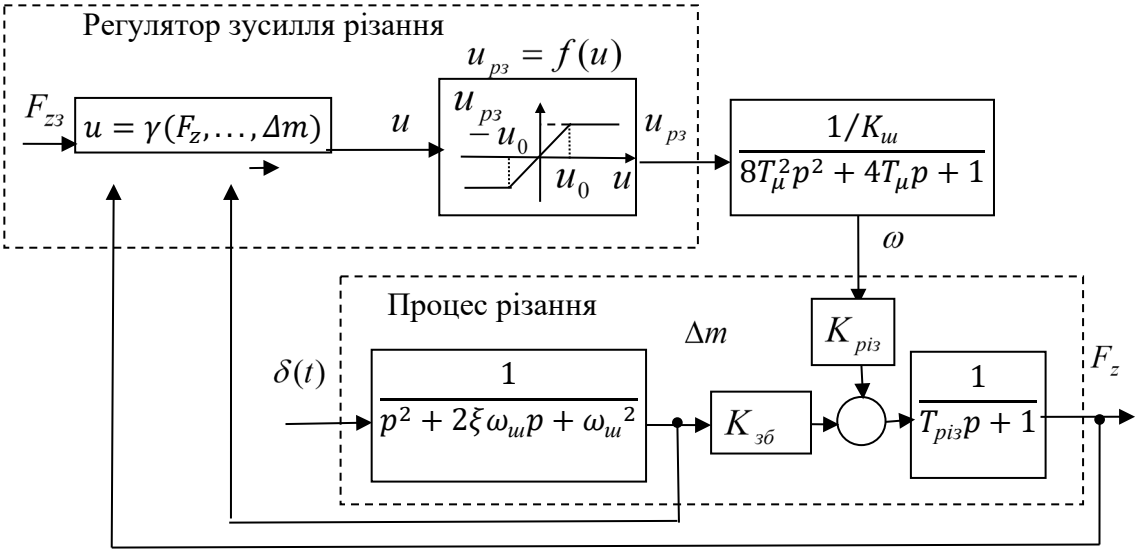


Рис.13. Структурна схема контуру стабілізації тангенціальної складової зусилля різання з урахуванням збурень періодичного характеру.

На рисунку введені наступні позначення $K_ш$ – коефіцієнт зворотного зв’язку за швидкістю; T_μ – стала часу перетворювача; u – вихідна напруга регулятора зусилля різання без врахування обмеження; $u_{рз}$ - вихідна напруга регулятора

зусилля різання із врахуванням обмеження; $u_{рз} = f(u)$ – нелінійність типу «насичення»; u_0 – максимальне значення напруги на виході регулятора.

Система диференційних рівнянь, що відповідає структурній схеми на рисунку 1, має вигляд:

$$\begin{aligned}
&\frac{dF_Z}{dt} = -T_{різ}^{-1}F_Z + K_{різ}T_{різ}^{-1}\omega + K_{зб}T_{зб}^{-1}\Delta m;\\
&\frac{d\omega}{dt} = \varepsilon;\\
&\frac{d\varepsilon}{dt} = -0{,}125T_{\mu}^{-2}\omega + 0{,}5T_{\mu}^{-1}\varepsilon + K_{ш}^{-1}f(\sigma);\\
&\frac{d\Delta m}{dt} = \Delta\dot{m};\\
&\frac{d\Delta\dot{m}}{dt} = -\omega_{ш}^{2}\Delta m - 2\xi\omega_{ш}\Delta\dot{m} + \delta(t);
\end{aligned} \tag{55}$$

Вибираємо мінімізований квадратичний функціонал виходячи з вимоги мінімізації динамічної похибки і енергетичних витрати енергії на управління:

$$\min_{u} J = \int_0^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{5} q_i x_i^2 + ru^2\right)dt. \tag{56}$$

Таким чином, винбикає наступна задача. Для заданої системи диференційних рівнянь, що описує збурений рух керованого об’єкту, і мінімізованого функціоналу якості, необхідно найти керування $u = \gamma(x_1, \ldots, x_5)$, при якому незбурений рух $X = 0$ є асимптотично стійким і вздовж траєкторії рух зображуючої точки, визначеною вищевказаною системою рівнянь, досягає мінімуму за u вибраний функціонал якості.

Здійснюємо синтез субоптимального регулятору контуру стабілізації зусилля різання.

Система диференційних рівнянь є нелінійною, оскільки містить нелінійну ланку, що описується рівнянням $u_{рз} = f(u)$. Обчислювальна складність методів аналітичного конструювання для нелінійних систем різко підвищується із порядком об’єкта керування. Тому, виникає необхідність використання методу Беллмана -Ляпунова з використанням концепції методу «занурення», що дозволяє в значній мірі зняти проблему «прокляття розмірності». При цьому складна нелінійна задача синтезу розпадається на ряд більш простих задач оптимального керування.

Здійснимо лінеаризацію вищевказаної нелінійності методом «січних». Тоді нелінійність $u_{рз} = f(u)$ апроксимується прямою вигляду $u_{рз} = K_{нас}(u) \cdot u$, де $K_{нас}(u)$ - коефіцієнт миттєвої лінеаризації. Тоді система диференціальних рівнянь (9) прийме вигляд:

$$\begin{aligned}
\dot{x}_1 &= -a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_4;\\
\dot{x}_2 &= x_3;\\
\dot{x}_3 &= -a_4x_2 - a_5x_3 + b_1u;\\
\dot{x}_4 &= x_5;\\
\dot{x}_5 &= -a_6x_4 - a_7x_5 + \delta(t).
\end{aligned} \tag{58}$$

де $x_1 = F_z$, $x_2 = \omega$, $x_3 = \varepsilon$, $x_4 = \Delta m$, $x_5 = \Delta\dot{m}$; $a_1 = T_{\text{різ}}^{-1}$; $a_2 = K_{\text{різ}} \cdot \text{T}_{\text{різ}}^{-1}$; $a_3 = K_{\text{зб}} \cdot \text{T}_{\text{зб}}^{-1}$; $a_4 = \left(8T_\mu^2\right)^{-1}$; $a_5 = \left(2T_\mu\right)^{-1}$; $a_6 = \omega_{\text{ш}}{}^2$; $a_7 = 2\xi\omega_{\text{ш}}$; $b_1 = K_{\text{нас}}(u) \cdot K_{\text{ш}}^{-1}$.

У матричній формі система (11) буде записана:

$$\dot{X} = AX + BU\,, \tag{59}$$

де $A = \begin{bmatrix} -a_1 & a_2 & 0 & a_3 & 0\\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0\\ 0 & -a_4 & -a_5 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1\\ 0 & 0 & 0 & -a_6 & -a_7 \end{bmatrix}$; $B = \begin{bmatrix} 0\\ 0\\ b_1\\ 0\\ 0 \end{bmatrix}$; $X = \begin{bmatrix} x_1\\ x_2\\ x_3\\ x_4\\ x_5 \end{bmatrix}$; $U = [u]$.

При цьому коефіцієнт підсилення b_1 матриці B є функцією параметру лінеаризації, тобто буде змінюватися для різних областей фазового простору під час руху зображуючої точки.

Вибір вагових констант функціоналу здійснюється відповідно формуванням обмежень на середньоквадратичну похибку фазових координат і керуючого впливу, при цьому значення вагових констатнт визначаються за виразами:

$$q_i = x_{imax}^{-2};\ r = u_{max}^{-2}. \tag{60}$$

Далі виконуємо процедуру синтезу складеного регулятора для нелінійної системи у вигляді наступної послідовності етапів:

1. Здійснюємо вирішення задачі аналітичного конструювання для області «в малому» для лінеаризованої моделі і квадратичного функціоналу якості. При цьому вирішуємо рівняння Ріккаті «в малому», тобто для області фазового простору, що відповідає невеликим відхиленням фазових координат від встановлених значень. Рівняння Рікаті має вигляд $A^TS + SA - SBR^{-1}B^TS + Q = 0$, з якого знаходимо «в малому» матрицю коефіцієнтів зворотних зв’язків $K_1 = R^{-1}B^TS$ для випадку $K_{\text{нас}}(u) = K_{\text{ннас1}}$. Рівняння оптимального регулятора матиме вигляд:

$$u_{\text{М}} = -\sum_{i=1}^{5} k_i x_i\ . \tag{61}$$

2. Далі здійснюємо пошук рішення задачі аналітичного конструювання «у великому». Аналогічно вирішуємо рівняння Ріккаті та знаходимо матрицю зворотних зв’язків $K_2 = R^{-1}B^TS$ для випадку $K_{\text{ннас}}(u) = K_{\text{ннас2}}$. Рівняння оптимального регулятора матиме вигляд:

$$u_{\text{В}} = -\sum_{i=1}^{5} k_i' x_i. \tag{62}$$

3. Зшивання миттєвих значень і отримання складеного нелінійного закону керування.

Визначаємо нові допустимі керування і здійснюється зшивання «миттєвих значень» керуючих впливів $u_{\text{М}}$ і $u_{\text{Б}}$, що є справедливими для різних областей фазового простору. При цьому рівняння регулятора «у великому» представляється у вигляді: $u_{\text{В}} = u_{\text{М}} + \Delta u$, де

$$\Delta u = -\sum_{i=1}^{5}\left(k_i^{'} - k_i\right)x_i = -\sum_{i=1}^{5}\Delta k_i x_i \tag{63}$$

Оскільки коефіцієнти регулятора $k_1, \ldots, k_5$ є функціями змінних стану, то керуючими впливами визначаємо варіації параметрів $\Delta k_1, \ldots, \Delta k_5$. Тоді керування «у великому» приймає вигляд:

$$u_{\text{В}} = -\left(\sum_{i=1}^{5} k_i x_i + \sum_{i=1}^{5}\Delta k_i x_i\right). \tag{64}$$

Мінімізований некласичний функціонал Красовського вибираємо, виходячи з вимог динамічної точності та мінімальних енергетичних витрат на керування. Цим вимогам відповідає узагальнений критерій роботи О.А. Красовського, остання складова якого визначає ссобою «енергію» або узагальнену роботу оптимального керування:

$$\min_{\Delta k_1,\ldots,\Delta k_5} \text{J} = \int_0^{\infty}\left[\sum_{\text{i}=1}^{5}\text{q}_\text{i}x_i^2 + \sum_{\text{i}=1}^{5}\text{c}_\text{i}\Delta k_i^2 + \sum_{\text{i}=1}^{5}\frac{\text{x}_\text{i}^2}{4\text{c}_\text{i}}\left(b_1\frac{\partial S_K}{\partial x_3}\right)^2\right]dt. \tag{65}$$

де $c_i = \Delta k_{imax}^{-2}$ - вагові коефіцієнти, що визначають обмеження на максимальні відхилення коефіцієнтів оптимального регулятора під час руху зображуючої точки по фазовій площині; S_K - функція Белмана, що визначається варіаціями параметрів оптимального керування.

Здійснимо замикання вихідної системи, тобто підставляємо вираз для $u_{\text{В}}$ у вихідну систему диференційних рівнянь, що описує поведінку об’єкта:

$$\begin{aligned}
&\dot{x}_1 = -a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_4;\\
&\dot{x}_2 = x_3;\\
&\dot{x}_3 = -a_4x_2 - a_5x_3 - b_1\left(\sum_{i=1}^{5}k_ix_i + \sum_{i=1}^{5}\Delta k_ix_i\right);\\
&\dot{x}_4 = x_5;\\
&\dot{x}_5 = -a_6x_4 - a_7x_5.
\end{aligned} \tag{66}$$

Для системи рівнянь, що описують динаміку замкненого контуру стабілізації зусилля різання, рівняння Белмана має вигляд:

$$\begin{aligned}
\min_{\Delta k_1,\ldots,\Delta k_5} \text{J} = \int_0^{\infty}\Bigg[&\sum_{\text{i}=1}^{5}\text{q}_\text{i}x_i^2 + \sum_{\text{i}=1}^{5}\text{c}_\text{i}\Delta k_i^2 + \sum_{\text{i}=1}^{5}\frac{\text{x}_\text{i}^2}{4\text{c}_\text{i}}\left(b_1\frac{\partial S_K}{\partial x_3}\right)^2 + \frac{\partial S_K}{\partial x_1}(-a_1x_1 + a_2x_2 +\\
&+ a_3x_4) + \frac{\partial S_K}{\partial x_2}x_3 + \frac{\partial S_K}{\partial x_3}\left(-a_4x_2 - a_5x_3 - b_1\left(\sum_{i=1}^{5}k_ix_i + \sum_{i=1}^{5}\Delta k_ix_i\right)\right) -\\
&- \frac{\partial S_K}{\partial x_4}x_5 - \frac{\partial S_K}{\partial x_5}(-a_6x_4 - a_7x_5)\Bigg]
\end{aligned} \tag{67}$$

Реалізуючи процедуру мінімізації, отримаємо:

$$\Delta k_i = \frac{b_1}{2c_i} \cdot \frac{\partial S_K}{\partial x_3} \cdot x_i,\ i = \overline{1,5} \tag{68}$$

Модифіковане рівняння Гамільтона-Якобі-Беллмана приймає вигляд:

$$\begin{gathered}\sum_{i=1}^{5} q_i x_i^2 + \frac{\partial S_K}{\partial x_1}(-a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_4) + \frac{\partial S_K}{\partial x_2}x_3 + \frac{\partial S_K}{\partial x_3}(-a_4x_2 - a_5x_3 - \\ - b_1\left(\sum_{i=1}^{5} k_i x_i + \sum_{i=1}^{5} \Delta k_i x_i\right)) - \frac{\partial S_K}{\partial x_4}x_5 - \frac{\partial S_K}{\partial x_5}(-a_6x_4 - a_7x_5) = 0\end{gathered} \tag{69}$$

Решение этого уравнения будем искать в виде квадратичной формы:

$$S_K(x_1, \dots x_5) = \sum_{ij=1}^{5} k_{ij} x_i x_j. \tag{70}$$

Реалізуючи подальшу процедуру аналітичного конструювання регулятора, визначимо коефіцієнти квадратичної форми із системи лінійних алгебраїчних рівнянь. Закон квазіоптимального нелінійного керування визначиться співвідношенням:

$$u_B = -(\sum_{i=1}^{5} k_i x_i + \sum_{i=1}^{5} \frac{b_1}{2c_i}\frac{\partial S_K}{\partial x_3} x_i^2) = -(\sum_{i=1}^{5} k_i x_i + \sum_{i=1}^{5} x_i^2 \sum_{j=1}^{5} k_{j3} x_j) \tag{71}$$

3.6. Вирішення задачі взаємопов’язаного квазіоптимального керування електроприводами металорізальних верстатів для забезпечення стабілізації зусилля різання.

Якісного підвищення точності стабілізації зусилля різання можна досягти за рахунок керування не тільки величиною подачі s, а й іншими складовими тангенціальної складової зусилля різання, наприклад припуском обробки. В той же час відпрацювання припуску є досить складною задачею, оскільки вимагає швидкої реакції приводу поперечної подачі, особливо для високих швидкостей обертання шпинделю. Іншим підходом є зміна лінійної швидкості обертання, що при обробці впливає на тангенціальну складову $F_z = 9{,}8 C_{F_z} t_p^{x_{F_z}} s^{y_{F_z}} v V_{об}{}^n k_{F_z}$.

Контур стабілізації зусилля різання при цьому фактично отримає другий канал впливу на вихідну складову зусилля різання і отримує вигляд, представлений на рис.14.

На рис.7 введені наступні позначення: $U = f(F_z)$– закон нелінійного оптимального керування взаємопов’язаною системою електроприводів у векторній формі; u_s, u_V – керуючі впливи на приводи подачі та шпинделю, відповідно; $K_{шS}$, $K_{шV}$ – коефіцієнти зворотного зв’язку за швидкістю для приводу подачі і приводу шпинделю, відповідно, що є функціями миттєвої лінеаризації нелінійної залежності для F_z; ω_S , ω_V – швидкість обертання валу двигуна подачі і шпинделя, відповідно; $T_{\mu S}$ та $T_{\mu V}$ – сталі часу напівпровідникового перетворювача електропривода подачі і головного руху, відповідно.

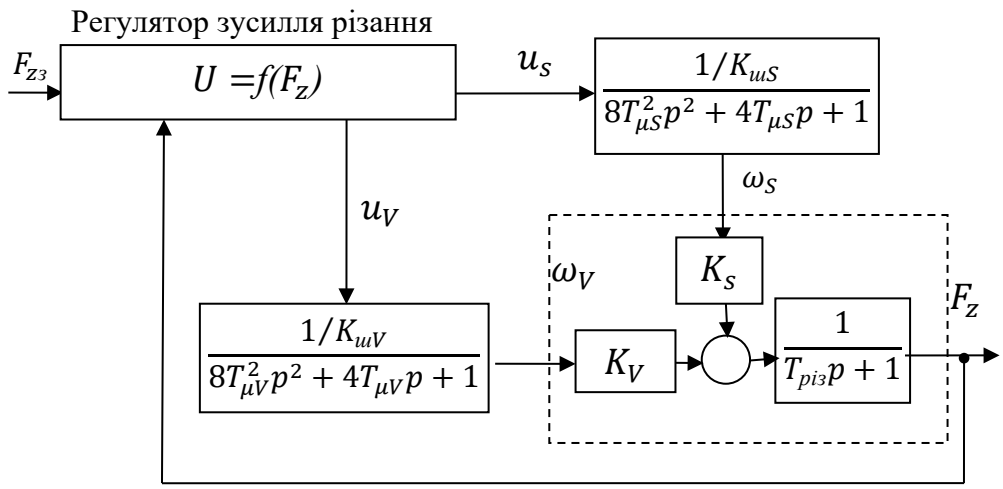


Рисунок 7 - Структурна схема контуру стабілізації тангенціальної складової зусилля різання з урахуванням збурень періодичного характеру.

При цьому здійснена лінеаризація виразу для тангенціальної складової F_z методом «миттєвої» лінеаризації, та враховується інерційність процесу різання. При цьому полагаємо, що припуск під час обробки залишається сталим.

В основу лінеаризації нелінійного виразу покладене міркування щодо того, що під час різання змінні $s, V, t_p, \dot{F}_z, \ddot{F}_z, F_Z^{(n)}$ змінюються таким чином, що їх відхилення від сталих значень залишаються все ж таки досить малими.

Розкладемо функціональне рівняння динаміки процесу різання в ряд Тейлора за степенями відхилень в області сталого режиму роботи, розглядаючі $s, V, t_p, \dot{F}_z, \ddot{F}_z, F_Z^{(n)}$ як незалежні змінні, при цьому представимо танйгенціальну складову зусилля різання як суму його встановленого значення та віподвіних відхилень:

$$F_{Z0} + \Delta F_Z \approx F_{Z0} + \left(\frac{\partial F_Z}{\partial s}\right)_0 \cdot \Delta s + \left(\frac{\partial F_Z}{\partial V}\right)_0 \cdot \Delta V + \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial F_Z}{\partial F_Z^{(i)}}\right)_0 \cdot \Delta F_Z^{(i)} + \\ + 0(s, V, \dot{F}_Z, \ddot{F}_Z, ..., F_Z^{(n)}) \quad (72)$$

де $\left(\frac{\partial F_Z}{\partial s}\right)_0, \left(\frac{\partial F_Z}{\partial V}\right)_0, \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial F_Z}{\partial F_Z^{(i)}}\right)_0$ та $0(\omega, V, \dot{F}_y, \ddot{F}_y, ..., F_y^{(n)})$ - часткові похідні у встановленому режимі роботи і похідні вищого порядку малості від швидкості переміщення приводу подачі, лінійної швидкості різання та похідних від тангенціальної складової зусилля різання i-го порядку, відповідно; $\Delta F_Z, \Delta\omega_2, \Delta V, \Delta F_Z^{(i)}$ - відхилення тангенціальної складової зусилля різання, швилдкості обертання валу приводу подачі, лінійної швидкості обертання заготовки, та похідних від тангенцільної складової зусилля різання i-го порядку. При віднімані нульової складової зусилля різання F_{Z0} із лівої та правої частни рівняння та нехтуючи похідними вищого порядку малості, отримуємо лінеаризоване дифеернційне рівняння процесу різання у відхиленнях:

$$\Delta F_Z \approx \left(\frac{\partial F_Z}{\partial s}\right)_0 \cdot \Delta s + \left(\frac{\partial F_Z}{\partial V}\right)_0 \cdot \Delta V + \sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\partial F_Z}{\partial F_Z^{(i)}}\right)_0 \cdot \Delta F_Z^{(i)}. \quad (73)$$

Приведемо отриманий вираз до більш зручного для аналізу: Приведем полученное выражение к, более удобному для анализа, виду:

$$-\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\partial F_Z}{\partial F_Z^{(i)}}\right)_0 \cdot \Delta F_Z^{(i)} + \Delta F_Z \approx \left(\frac{\partial F_y}{\partial s}\right)_0 \cdot \Delta s + \left(\frac{\partial F_y}{\partial V}\right)_0 \cdot \Delta V. \quad (74)$$

Вирази для часткових похідних від тангенціальної складової зусилля різання за швидкістю переміщення валу привода подачі та лінійної швидкості обертання заготовки мають вигляд:

$$\left(\frac{\partial F_Z}{\partial s}\right)_0 = 9{,}8 y_{F_Z} C_{F_Z} t_{p0}^{x_{F_Z}} s_0^{y_{F_Z}-1} V_0^n k_{F_Z}, \left(\frac{\partial F_Z}{\partial V}\right)_0 = 9{,}8 x_{F_Z} C_{F_Z} t_{p0}^{x_{F_Z}} s_0^{y_{F_Z}} V_0^{n-1} k_{F_Z}. \quad (75)$$

При аналізі роботи електроприводів подачі та шпинделю доцільно пеерписати ці виразу як функції кутових швидкостей обертання двигунів подачі на головного руху:

$$-\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{\partial F_Z}{\partial F_Z^{(i)}}\right)_0 \cdot \Delta F_Z^{(i)} + \Delta F_Z \approx \left(\frac{\partial F_y}{\partial \omega_S}\right)_0 \cdot \Delta \omega_S + \left(\frac{\partial F_y}{\partial \omega_V}\right)_0 \cdot \Delta \omega_V. \quad (76)$$

Вирази для часткових похідних перепишуться у вигляді:

$$\left(\frac{\partial F_Z}{\partial \omega_S}\right)_0 = 9{,}8 y_{F_Z} C_{F_Z} t_{p0}^{x_{F_Z}} \omega_{S0}^{y_{F_Z}-1} \omega_{V0}^{n} k_{F_Z}, \left(\frac{\partial F_Z}{\partial V}\right)_0 = 9{,}8 x_{F_Z} C_{F_Z} t_{p0}^{x_{F_Z}} \omega_{S0}^{y_{F_Z}} \omega_{V0}^{n-1} k_{F_Z}. \quad (77)$$

Значення часткових похідних від тангенціальної складової зусилля різання у сталому режимі роботи першого та другого порядку мають суттєве значення, в той час як похідними вищих порядків при підстановці числових значень, внаслідок їх вищого порядку малості, можна знехтувати. С метою спрощення процедури синтезу враховуватимемо тільки часткову похідну від тангенцільної складової зусилля різання за її першою похідною, тобто $\left(\frac{\partial F_Z}{\partial \dot{F}_Z}\right)_0$

При використанні позначень $\left(\frac{\partial F_Z}{\partial \omega_S}\right)_0 = K_S$, $\left(\frac{\partial F_Z}{\partial \omega_V}\right)_0 = K_V$, $-\left(\frac{\partial F_Z}{\partial \dot{F}_Z}\right)_0 = T_{різ}$, отримуємо лінеаризоване рівняння процесу різання у вигляді:

$$T_{різ}\dot{F}_Z + F_Z \approx K_S \cdot \omega_S + K_V \cdot \omega_V. \quad (78)$$

Остаточно, диференційне рівняння, що описує динаміку процесу різання при формуванні зливної стружки, перепишеться у вигляді:

$$\dot{F}_Z \approx -\frac{1}{T_{різ}} F_Z + \frac{K_S}{T_{різ}} \cdot \omega_S + \frac{K_V}{T_{різ}} \cdot \omega_V. \quad (79)$$

Таким чином, математична модель процесу різання представляє собою диференційне рівняння, параметри якого залежать від режиму та параметрів різання та можуть мінятися для різних деталей, що обробляються. В той же час, слід враховувати, що системи стабілізації зусилля різання використовуються при крупних партій деталей, що виробляються, отже варіації цих параметрів лінеаризації можуть бути несуттєвими, але що повинні бути враховані.

Відповідно до вищеотриманої математичної моделі процесу різання, та урахуванням, що коефіцієнти K_S, K_V можуть варіюватися, запишемо систему диференційних рівнянь, що відповідає структурній схеми на рисунку 7:

$$\begin{aligned}
&\dot{F}_Z = -T_{різ}^{-1}F_Z + K_S T_{різ}^{-1}\cdot\omega_S + K_V T_{різ}^{-1}\cdot\omega;\\
&\dot{\omega}_S = \varepsilon_S;\\
&\dot{\varepsilon}_S = -0{,}125T_{\mu S}^{-2}\omega_S + 0{,}5T_{\mu S}^{-1}\varepsilon_S + K_{uS}^{-1}u_S;\\
&\dot{\omega}_V = \varepsilon_V;\\
&\dot{\varepsilon}_V = -0{,}125T_{\mu V}^{-2}\omega_V + 0{,}5T_{\mu V}^{-1}\varepsilon_V + K_{uV}^{-1}u_V.
\end{aligned} \tag{80}$$

Далі запишемо функціонал якості, який повинен мінімізуватися при оптимальному або близькому до нього керуванні електроприводами металорізального верстату. Вибираємо мінімізований квадратичний функціонал виходячи з вимоги мінімізації динамічної похибки за змінними стану і мінімізації енергетичних витрат енергії на управління за кожним із приводів:

$$\min_{u} \mathrm{J} = \int_0^{\infty}[\sum_{i=1}^{5} q_i x_i^2 + r_1 u_S^2 + r_2 u_V^2]dt\,. \tag{81}$$

Таким чином, виникає наступна задача. Для заданої системи диференційних рівнянь, що описує збурений рух керованого об’єкту, і мінімізованого функціоналу якості, необхідно найти вектор керування, при якому незбурений рух системи, що описується вищевказаною системою лінеаризованих диференційних рівнянь, є асимптотично стійким і вздовж траєкторії рух зображуючої точки, визначеною вищевказаною системою рівнянь, досягає мінімуму за вектором керування вибраний функціонал якості.

Для коефіцієнтів лінеаризації K_S, K_V визначаємо мінімальне та максимальне значення, які вони можуть приймати при виконанні певного режиму обробки. Кри цьому отримаємо певні значення $K_{S\min}$, $K_{V\min}$, $K_{S\max}$, $K_{V\max}$. Для груп мінімальних та максимальних значень коефіцієнтів підсилення вирішуємо задачу пошуку оптимального керування. При цьому фактично задача зводиться до вирішення задачі аналітичного конструювання регулятора для області фазового простору «в малому» та «у великому».

Запишемо систему диференційних рівнянь, що описує взаємопов’язану систему електроприводів в матричній формі:

$$\dot{X} = AX + BU\,, \tag{82}$$

де $A = \begin{bmatrix} -a_1 & a_2 & 0 & a_3 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -a_4 & -a_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & -a_6 & -a_7 \end{bmatrix}$; $B = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ b_1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & b_2 \end{bmatrix}$; $X = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \end{bmatrix}$; $U = [u_S \quad u_V]$.

Коефіцієнти підсилення b_1 та b_2 матриці керування B будуть змінюватися для різних областей фазового простору.

Вибір вагових констант функціоналу здійснюється відповідно формуванням обмежжень на середньоквадратичну похибку фазових координат і керуючих впливів для кожного електроприводу верстата, при цьому значення вагових констант визначаються за виразами:

$$q_i = x_{i\max}^2, i = \overline{1,5}; r_1 = u_{S\max}^2; r_2 = u_{V\max}^2. \quad (83)$$

Далі виконуємо процедуру синтезу складеного регулятора для нелінійної системи у вигляді наступної послідовності етапів:

1. Здійснюємо вирішення задачі аналітичного конструювання для області «в малому» для лінеаризованої моделі і квадратичного функціоналу якості. При цьому вирішуємо рівняння Ріккаті «в малому», тобто для області фазового простору, що відповідає невеликим відхиленням фазових координат від встановлених значень. Рівняння Рікаті має вигляд $A^T S + SA - SBR^{-1}B^T S + Q = 0$, з якого знаходимо «в малому» матрицю коефіцієнтів зворотних зв’язків $K_{\text{M}} = R^{-1}B^T S$ для випадку $K_{S\min}$, $K_{V\min}$. Рівняння оптимального регулятора матиме вигляд:

$$u_{SM} = -\sum_{i=1}^{5} k_{Si} x_i, u_{VM} = -\sum_{i=1}^{5} k_{Vi} x_i. \quad (84)$$

2. Далі здійснюємо пошук рішення задачі аналітичного конструювання «у великому». Аналогічно вирішуємо рівняння Ріккаті та знаходимо матрицю зворотних зв’язків $K_B = R^{-1}B^T S$ для випадку $K_{S\max}$, $K_{V\max}$. Рівняння оптимального регулятора матиме вигляд:

$$u_{SB} = -\sum_{i=1}^{5} k'_{Si} x_i, u_{VM} = -\sum_{i=1}^{5} k'_{Vi} x_i. \quad (85)$$

Далі здійснюємо зшивання миттєвих значень і отримання складеного нелінійного закону керування. Визначаємо нові допустимі керування і здійснюється зшивання «миттєвих значень» керуючих впливів u_{SM} і u_{SB} та u_{VM} і $u_{\text{V}B}$, відповідно, що є справедливими для різних областей фазового простору. При цьому рівняння регулятора для кожного з приводів «у великому» представляється у вигляді: $u_{\text{SB}} = u_{\text{SM}} + \Delta u_S$, $u_{V\text{B}} = u_{\text{VM}} + \Delta u_V$, де:

$$\Delta u_S = -\sum_{i=1}^{5} (k'_{Si} - k_{Si}) x_i = -\sum_{i=1}^{5} \Delta k_{Si} x_i;$$
$$\Delta u_V = -\sum_{i=1}^{5} (k'_{Vi} - k_{Vi}) x_i = -\sum_{i=1}^{5} \Delta k_{Vi} x_i. \quad (86)$$

Оскільки коефіцієнти регулятора $k_{S1},\ldots,k_{S5}$ та $k_{V1},\ldots,k_{V5}$ є функціями змінних стану, то керуючими впливами визначаємо варіації параметрів $\Delta k_{S1},\ldots,\Delta k_{S5}$, $\Delta k_{V1},\ldots,\Delta k_{V5}$, Тоді керування для кожного з приводі металорізального станка під час обробки деталі «у великому» приймає вигляд:

$$u_{SB} = -(\sum_{i=1}^{5} k_{Si}x_i + \sum_{i=1}^{5} \Delta k_{Si}x_i);$$
$$u_{VB} = -(\sum_{i=1}^{5} k_{Vi}x_i + \sum_{i=1}^{5} \Delta k_{Vi}x_i). \quad (87)$$

Далі вибираємо міінмізований функціонал якості, що відмовідає обмеженню на динамічну похибку за змінними стану, мінімізацією енергетичних затрат на керування кожним електроприводом, а остання складова визначає ссобою «енергію» або узагальнену роботу оптимального керування:

$$\min_{\Delta k_{S1},..,\Delta k_{S5},\Delta k_{V1},..,\Delta k_{V5}} J = \int_0^{\infty}[\sum_{i=1}^{5} q_i x_i^2 + \sum_{i=1}^{5} c_{Si}\Delta k_{Si}^2 +$$
$$+ \sum_{i=1}^{5} \frac{x_i^2}{4c_i}(b_1 \frac{\partial S_K}{\partial x_3})^2 + \sum_{i=1}^{5} c_{Vi}\Delta k_{Vi}^2 + \sum_{i=1}^{5} \frac{x_i^2}{4c_{Vi}}(b_2 \frac{\partial S_K}{\partial x_5})^2]dt \quad (88)$$

де $c_{Si} = \Delta k_{Simax}^{-2}$, $c_{Vi} = \Delta k_{Vimax}^{-2}$ - вагові коефіцієнти, що визначають обмеження на максимальні відхилення коефіцієнтів оптимального регулятора приводу подачі та приводу головного руху металорізального верстата під час руху зображуючої точки по фазовій площині; S_K - функція Белмана, що визначається варіаціями параметрів оптимального керування.

Здійснимо замикання вихідної системи, тобто підставляємо вираз для u_{SB}, u_{VB}. у вихідну систему диференційних рівнянь, що описує поведінку об’єкта:

$$\dot{x}_1 = -a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_4;$$
$$\dot{x}_2 = x_3;$$
$$\dot{x}_3 = -a_4x_2 - a_5x_3 - b_1\left(\sum_{i=1}^{5} k_{Si}x_i + \sum_{i=1}^{5} \Delta k_{Si}x_i\right); \quad (89)$$
$$\dot{x}_4 = x_5;$$
$$\dot{x}_5 = -a_6x_4 - a_7x_5 - b_2\left(\sum_{i=1}^{5} k_{Vi}x_i + \sum_{i=1}^{5} \Delta k_{Vi}x_i\right).$$

Для системи рівнянь, що описують динаміку замкненого контуру стабілізації зусилля різання, рівняння Белмана має вигляд:

$$\min_{\Delta k_{Si},\Delta k_{Vi}} J=\int_0^{\infty}[\sum_{i=1}^{5} q_i x_i^2+\sum_{i=1}^{5} c_{Si}\Delta k_{Si}^2+\sum_{i=1}^{5}\frac{x_i^2}{4c_i}(b_1\frac{\partial S_K}{\partial x_3})^2+$$
$$+\sum_{i=1}^{5} c_{Vi}\Delta k_{Vi}^2+\sum_{i=1}^{5}\frac{x_i^2}{4c_{Vi}}(b_2\frac{\partial S_K}{\partial x_5})^2+\frac{\partial S_K}{\partial x_1}(-a_1x_1+a_2x_2+a_3x_4)+$$
$$\frac{\partial S_K}{\partial x_2}x_3+\frac{\partial S_K}{\partial x_3}(-a_4x_2-a_5x_3-b_1\left(\sum_{i=1}^{5}k_{Si}x_i+\sum_{i=1}^{5}\Delta k_{Si}x_i\right))+ \quad (90)$$
$$+\frac{\partial S_K}{\partial x_4}x_5+\frac{\partial S_K}{\partial x_5}(-a_6x_4-a_7x_5-b_2\left(\sum_{i=1}^{5}k_{Vi}x_i+\sum_{i=1}^{5}\Delta k_{Vi}x_i\right))=0$$

Реалізуючи процедуру мінімізації, отримаємо:

$$\Delta k_{Si}=\frac{b_1}{2c_{Si}}\cdot\frac{\partial S_K}{\partial x_3}\cdot x_i,\ \Delta k_{Vi}=\frac{b_2}{2c_{Vi}}\cdot\frac{\partial S_K}{\partial x_3}\cdot x_i,\ i=\overline{1,5}. \quad (91)$$

Модифіковане рівняння Гамільтона-Якобі-Беллмана приймає вигляд:

$$q_ix_i^2+^2+\frac{\partial S_K}{\partial x_1}(-a_1x_1+a_2x_2+a_3x_4)+\frac{\partial S_K}{\partial x_2}x_3+\frac{\partial S_K}{\partial x_3}(-a_4x_2-$$
$$-a_5x_3-b_1\sum_{i=1}^{5}k_{Si}x_i)+\frac{\partial S_K}{\partial x_4}x_5+\frac{\partial S_K}{\partial x_5}(-a_6x_4-a_7x_5-b_2\sum_{i=1}^{5}k_{Vi}x_i)=0 \quad (92)$$

Рішення цього рівняння будемо шукаами у вигляді квадратичної форми від змінних стану:

$$S_k(x_1,...,x_5)=\sum_{ij=1}^{5}k_{ij}x_ix_j. \quad (93)$$

Реалізуючи подальшу процедуру аналітичного конструювання регулятора, визначимо коефіцієнти квадратичної форми із системи лінійних алгебраїчних рівнянь. Закон квазіоптимального нелінійного керування для кожного з електроприводів визначиться співвідношенням:

$$u_S=-(\sum_{i=1}^{5}k_{Si}x_i+\sum_{i=1}^{5}\frac{x_i^2}{2c_{Si}}b_1\frac{\partial S_K}{\partial x_3})=-(\sum_{i=1}^{5}k_{Si}x_i+\sum_{i=1}^{5}\frac{b_1x_i^2}{c_{Si}}\sum_{j=1}^{5}k_{j3}x_j);$$
$$u_V=-(\sum_{i=1}^{5}k_{Vi}x_i+\sum_{i=1}^{5}\frac{x_i^2}{2c_{Vi}}b_2\frac{\partial S_K}{\partial x_{5\ i}})=-(\sum_{i=1}^{5}k_{Si}x_i+\sum_{i=1}^{5}\frac{b_2x_i^2}{c_{Vi}}\sum_{j=1}^{5}k_{j5}x_j). \quad (94)$$

3.7. Фізична реалізація системи керування зусиллям різання.

Розглянемо приклад реалізації системи стабілізації тангенціальної складової зусилля різання для металообробного верстату чорнової обробки 1ВФ340М. При цьому розглянемо приклад реалізації системи керування на базі програмованого логічного контролера без використання додаткових датчиків

радіусу, потужності, температури тощо.

Електромеханічна система верстату складається із привода шпинделю із сервоасинхронним двигуном та привода подачі різця із синхронним двигуном з постійними магнітами. До кожного із цих електроприводів надаються високі вимоги до точності відпрацювання швидкості,а отже вони обладнані датчиками швидкості та положення високої роздільної здатності. Регулювання швидкості кожного з двигунів здійснюється від перетворювачів частоти виробництва компанії Lenze, формування завдання для яких здійснюється зовнішнім програмованим логічним контролером. Функціональна схема автоматизованою системи керування швидкостями двигунів представлена на рисунку 15.

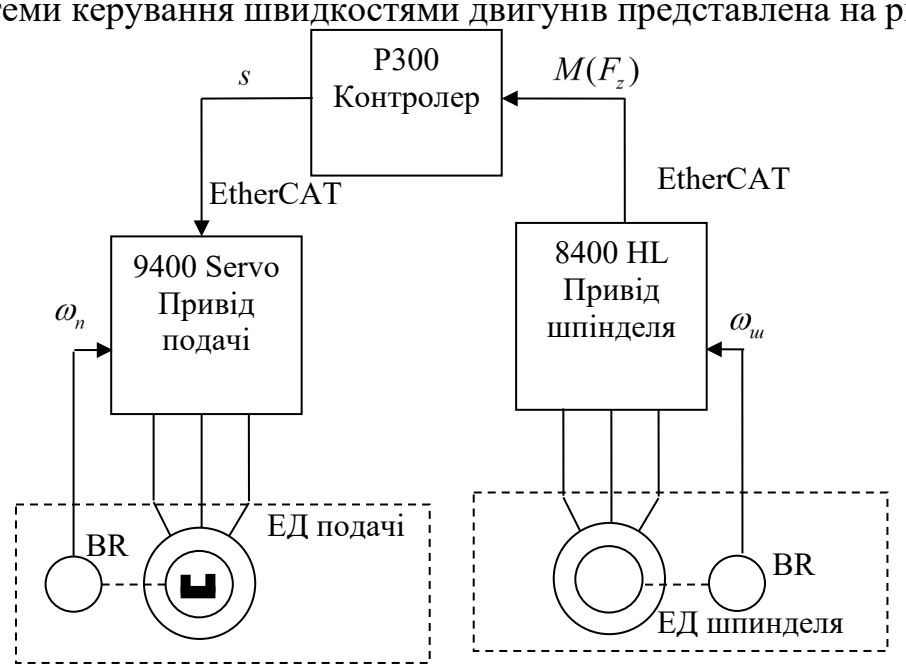


Рисунок 15 – Функціональна схема електромеханічної системи стабілізації зусилля різання.

На рисунку 15 введено наступні позначення:

BR1, BR2 – фотоімпульсні датчики швидкості та положення;

$M(F_z)$ - сигнал за крутним моментом двигуна, що є пропорційний тангенціальній складовій зусилля різання;

s - сигнал завдання по подачі;

$\omega_п$, $\omega_ш$ - поточне значення швидкості двигуна подачі та шпинделю відповідно.

На відміну від схеми керування, запропонованої в [Б8], передача даних здійснюється по інтерфейсу EtherCAT зі швидкістю 100МБ/с, на відміну від 500кБ/с, при реалізації з CANopen. Також формування каналів передачі даних, а також реалізація алгоритму оптимального керування здійснена на зовнішнього програмованому логічному контролері серії P300 від компанії Lenze. По інтерфейсу EtherCAT з приводу шпинделя передається сигнал за навантаженням, пропорційний тангенціальній складовій зусилля різання, а з приводу подачі – поточна швидкість та крутний момент двигуна подачі. При цьому на привод подачі подається сигнал зміни швидкості. Алгоритм керування контуром

стабілізації зусилля різання реалізований для програмованого логічного контролера Lenze p300 в програмному забезпеченні PLC Designer v.3. Він потребує як формування налаштувань змінних, що передаються по мережі, так і самої програми керування. Вікно налаштування змінних, що передаються по EtherCAT на перетворювач шпинделю має вигляд, представлений на рисунку 16. Вікно налаштування змінних, що передаються по EtherCAT на перетворювач подачі має вигляд, представлений на рисунку 17.

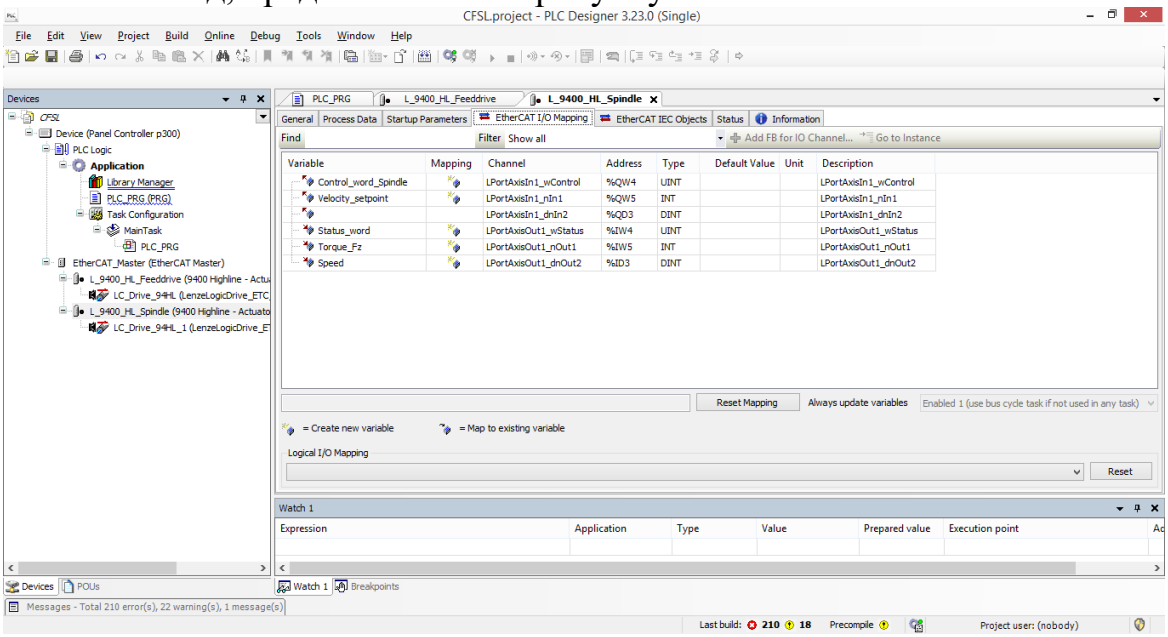


Рисунок 16 – Вікно налаштування змінних, що передаються з електроприводу головного руху металообробного верстата.

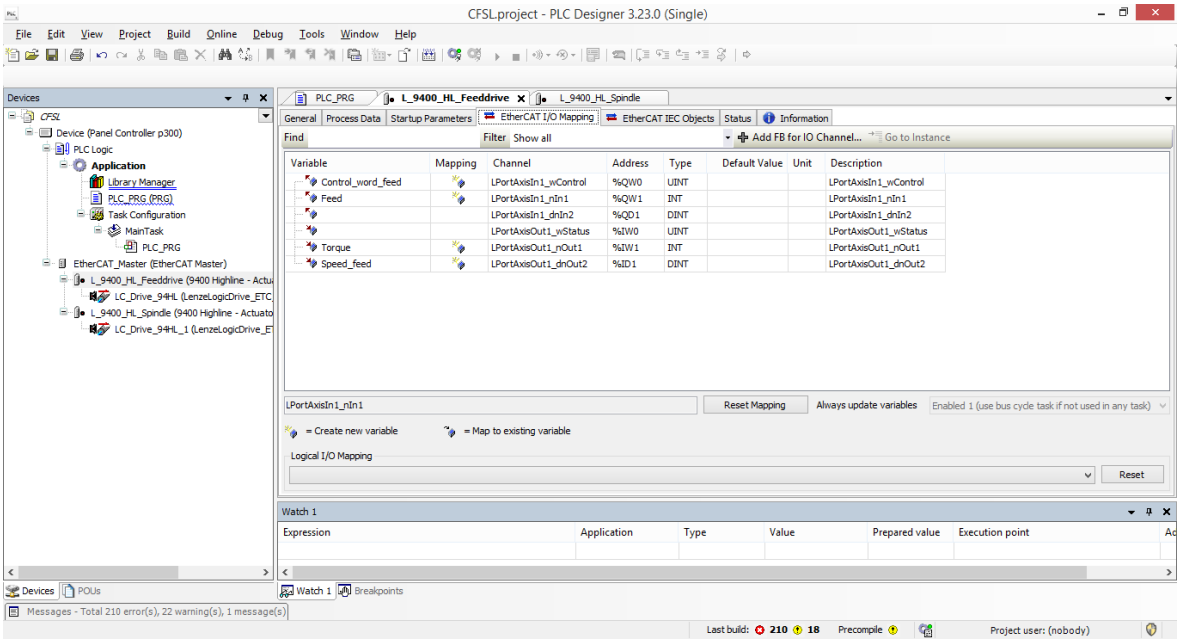


Рисунок 17 – Вікноналаштування змінних, що пердаються на електропривід подачі.

Програма, що забезпечує стабілізацію тангенціальної складової зусилля різання, реалізована на мові програмування ST, має вигляд, представлений на

рисунку 18.

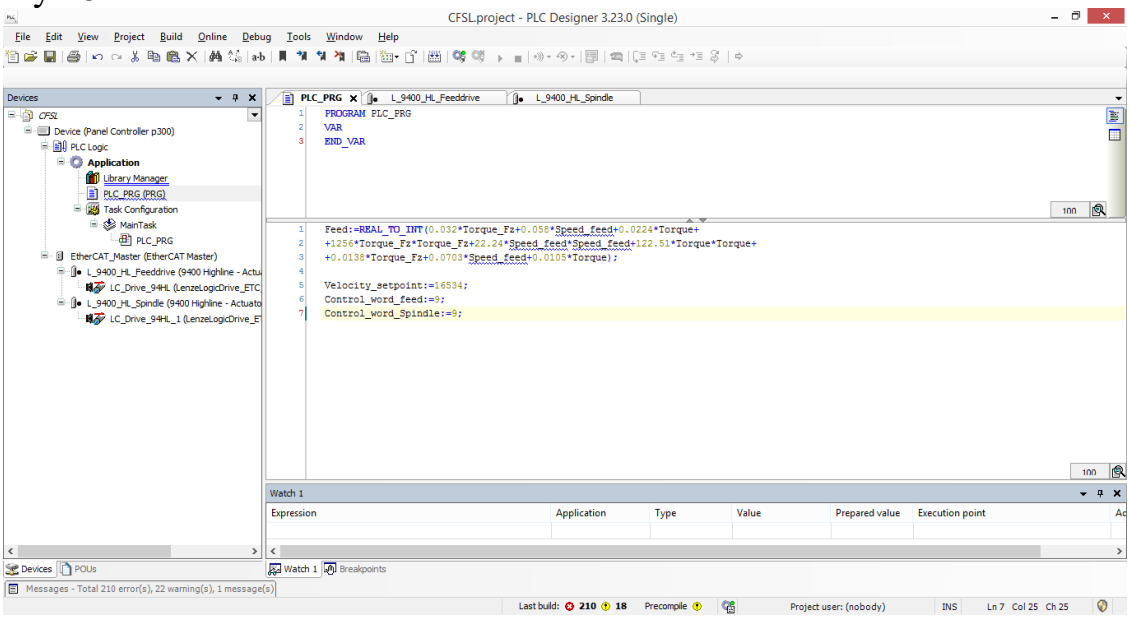


Рисунок 18 – Вікно прграмної реалізації оптимального алгоритму керування.

На привод подачі завдання швидкості при цьому формується фактично із регулятора зусилля різання, а на привод подачі подається постійне завдання швидкості для забезпечення постійної лінійної швикості обробки $V_{обр}$. Керуючі слова для перетворювачів, що фактично активують режим відпрацювання завдання у швидкістному режимі та здійснюють команду пуску обладнання формують фіксовані команди роботи згідно інструкціїї з експлуатації [8].

Висновки.

При обробці заготовок на металорізальних верстатах вплив коливань припуску, наявності нелінійних залежностей в контурі регулювання тощо, призволять до значних коливань зусилля різання, що в свою чергу веде до відхилення від робочих параметрів обробки. Використання оптимальних регуляторів, синтезованих методом динамічного програмування, дозволяють забезпечити високу якість перехідних процесів у випадку незначних коливань припуску та незначних відхилень параметрів різання від номінальних. У випадку «чорнової» обробки виникає необхідність синтезу нелінійних регуляторів або адаптивних, що перераховують параметри різання, й відповідно коректують закон керування. Використання програмованих логічних контролерів ускладнює використання адаптивних регуляторів, що забезпечують компенсацію нелінійностей за методом Пірсона, оскільки в них вкрай ускладена процедура вирішення системи алгебраїчних рівнянь Ріккаті, а можна вирішувати арифметичну систему рівнянь Ріккаті, й тому ж невисокого порядку. У випадку врахування коливань припуску а також динамічних властивостей вузлів металообробного верстату доцільне використання методу синтезу нелінійних

регуляторів із застосуванням методу інваріантного «занурення» В.Ф. Кудіна. Такий алгоритм керування досить просто реалізується на основі програмованих логічних контролерів із використанням текстових мов програмування. Також такі нелінійні регулятори можуть бути застосовані для взаємопов'язаної системи електроприводів металорізальних верстатів, коли одночасно змінюється швидкість головного електроприводу шпинделю та приводів подачі. Реалізація систем стабілізації зусилля різання при цьому є досить простою, оскільки достатня точність вимірювання зусилля забезпечується при «чорновій» обробці шляхом вимірювання струму головного привода. Передача даних із головного приводу, обробка сигналу у прогармованому логічному контролері і подача команд керування на взаємопов'язану систему електроприводів може бути реалізована із використанням промислових мереж із функцією синхронізації, наприклад CANopen або EtherCAT.

KAPITEL 4 / CHAPTER 4 [4]
METHODS OF NUMERICAL INTEGRATION

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-008

Вступ

При розв’язуванні широкого кола математичних, інженерних, фізичних задач виникає потреба в обчисленні визначених інтегралів, але лише в небагатьох випадках для їх обчислення можна скористатися відомою функцією Ньютона-Лейбніца оскільки клас функцій, первісна яких виражається через елементарні функції, є дуже вузьким.

Крім цього, цією формулою важко і навіть практично неможливо скористатися тоді, коли підінтегральну функцію задано таблично або графічно і її аналітичний вираз невідомий а саме поняття первісної втрачає зміст а також, коли аналітичний вираз первісної досить складний і незручний для обчислень.

У цих випадках треба використовувати чисельні методи і будувати формули для наближеного обчислення визначених інтегралів.

Обчислення визначеного інтегралу застосовується в самих різноманітних задачах науки і техніки, далеко не вичерпний перелік яких наведено нижче:

- обчислення довжини дуги кривої, площ плоских фігур, площ поверхні та об’ємів тіл (в тому числі і тіл обертання), маси витисненої рідини;
- обчислення статичних моментів і центра ваги кривої;
- обчислення довжини пройденого шляху при прямолінійному русі за відомою швидкістю $v(t)$ протягом часу від моменту t_1 до t_2;
- обчислення кількості продукції виготовленої за проміжок часу $(t_0; t_1)$ при заданій залежності продуктивності праці від часу $a(t)$;
- подання коефіцієнтів тригонометричного ряду за формулами Фур’є;
- обробка результатів чисельного експерименту для збільшення їх точності і надійності;
- визначення переміщень в пружній системі (теоретична механіка) за допомогою множення епюр (інтеграл Мора).

Завдяки розвитку комп’ютерної техніки та програмування чисельні методи взагалі та методи чисельного інтегрування зокрема сьогодні стали ефективним інструментом розв’язання широкого кола задач у самих різноманітних сферах науки і техніки.

4.1. Класифікація та аналіз методів чисельного інтегрування.

Методам чисельного інтегрування присвячена велика кількість публікацій – монографій, підручників та навчально-методичних посібників, далеко не повний перелік яких наведений в списку використаних джерел.

Фундаментальні основи чисельного інтегрування детально розглянуті в

[4] *Authors: Yarovenko Anatolii Grygorovych*

працях [1-13], які, не зважаючи на рік видання, залишаються актуальними і сьогодні. Результати опрацювання та аналізу саме цих праць стали основою всіх досліджень, виконаних автором, і саме на ці праці неявно посилається автор в подальшому викладенні матеріалу свого дослідження.

Явні посилання використовуються тільки в окремих випадках для акцентування на оригінальність чи особливість авторського подання матеріалу (викладок) методів чисельного інтегрування в тій чи іншій праці з [2-13].

Праці [14-28] є найновішими з доступних (в основному вітчизняних) навчальних та навчально-методичних посібників з чисельних методів взагалі та, зокрема, чисельного інтегрування і містять, крім теоретичного, багатий методичний матеріал – методичні вказівки та рекомендації щодо застосування на практиці методів чисельного інтегрування для розв’язання конкретних задач та прикладів. Вони також були ретельно досліджені та проаналізовані в процесі виконання цієї роботи.

Окремо слід відзначити роботу [29], яка містить огляд результатів наукових досліджень з теорії квадратур дніпровської школи і наукового семінару під керівництвом акад. М.П. Корнійчука і налічує 59 джерел.

Роботи [30-35] є найновішими публікаціями з даної теми і свідчать про продовження наукових досліджень в цьому напрямку, а отже підтверджують актуальність теми. На жаль до списку використаних джерел неможливо було включити велику кількість підручників та посібників з вищої математики та математичного аналізу, в яких розглядаються основи методів чисельного інтегрування (розділ «Інтегральне числення»).

4.1.1 Основні поняття та визначення.

Інтеграл – центральне поняття інтегрального числення, узагальнення поняття суми для функції, визначеній на континуумі. У всіх підручниках з вищої математики та математичного аналізу для вищої школі розглядається це поняття, але здебільшого як просте означення. І.П. Песін в своїй фундаментальній праці «Развитие понятия интеграла», виданій в далекому 1966 році, дослідив не тільки виникнення і становлення поняття інтеграла в XVII ст., різні означення цього поняття, введені видатними математиками, але й розвинення поняття інтеграла аж до XX ст. включно [1].

Означення, дане Коші, прийнято вважати першим означенням інтеграла, яке відповідає сучасним вимогам строгості [1, с.13].

Припускаючи, що $f(x)$ – неперервана функція на сегменті $[a,b]$, Коші розглядає інтегральну суму

$$S(\sigma) = f(x_0)(x_1 - x_0) + \cdots + f(x_{n-1})(x_n - x_{n-1}), \qquad (1.1)$$

де $\sigma = \{x_i\}_0^n$ – розбиття сегмента $[a,b]$. Коші стверджує, що коли діаметр розбиття $d(\sigma) \to 0$ суми S мають границю, яка він називає визначеним інтегралом $\int_a^b f(x)dx$ і доводить існування цієї границі.

За умови, що функція $f(x)$ неперервна та обмежена на сегменті $[a,b]$ має місце формула

$$\lim_{\substack{\xi_1 \to a \\ \xi_2 \to b}} \int_{\xi_1}^{\xi_2} f(x)dx = \int_a^b f(x)dx, \quad a < \xi_1 < \xi_2 < b, \qquad (1.2)$$

за якою Коші пропонує визначати інтеграл $\int_a^b f(x)dx$.

В 1854 р. Бернгард Ріман дав означення інтегралу, але без припущення неперервності функції $f(x)$ на сегменті $[a, b]$, та визначив необхідні та достатні умови інтегровності функції [1, с.17].

Б. Ріман стверджує, що для того, щоб функція $f(x)$ була інтегрованою в сегменті $[a, b]$, необхідно і достатньо, щоб сума $\sum_{i=1}^{n} \omega_i \Delta_i$, де ω_i – коливання функції в сегменті $\Delta = [x_{i-1}, x_i]$, прямувала до нуля разом з діаметром розбиття $d(\sigma)$.

Для функції однієї змінної $f(x)$, визначеній на сегменті $[a, b]$ та певного розбиття $\sigma = \{x_i\}_0^n$ цього сегменту на відрізки $[x_i, x_{i+1}]$ інтегральна сума визнається як

$$S(\sigma) = \sum_{i=1}^{n} f(\xi_i)\Delta x_i \qquad (1.3)$$

де $x_i \leq \xi_i \leq x_{i+1}$ – будь-яка точка з відрізку.

Якщо границя такої суми для довільного розбиття $\sigma = \{x_i\}_0^n$ і довільного вибору точок ξ_i існує при $d(\sigma) \to 0$ (прямуванні найбільшої довжини відрізку $[x_i, x_{i+1}]$ до нуля), то функція $f(x)$ називається інтегрованою, а границя інтегральної суми називається інтегралом Рімана функції на сегменті $[a, b]$ і позначається

$$I = \int_a^b f(x)dx \qquad (1.4)$$

У цьому випадку функція $f(x)$ називається інтегрованою за Ріманом на $[a, b]$, в протилежному випадку $f(x)$ є неінтегрованою за Ріманом на відрізку $[a, b]$.

Функція *f* називається підінтегральною функцією, *f(x)dx* – підінтегральним виразом, *x* – змінною інтегрування, числа *a* та *b* – нижньою та верхньою межами інтегрування відповідно. Множину інтегрованих за Ріманом функцій на відрізку $[a, b]$ позначають $R([a, b])$.

Необхідно відзначити, що в інтегральній сумі Рімана (1.3) значення функції вибирається в довільній точці відрізка $[x_i, x_{i+1}]$, в той час як Коші в (1.1) фігурують значення функції в лівих кінцях відрізків розбиття.

Інтеграл Рімана можна також визначити як границю сум Дарбу.

Нижня та верхня суми Дарбу для функції $f(x)$ та розбиття σ – це інтегральні суми, в яких відповідні точки ξ_i обираються як точні нижня та верхня межі функції $f(x)$ відповідно.

Інтегральна сума для розбиття σ, для якої відповідні точки ξ_i вибираються з умови $\xi_i = inf_{[x_i.x_{i+1}]} f(x)$ називається нижньою сумою Дарбу для функції $f(x)$ та розбиття σ і позначається одним із символів *L*(*f*, σ) (від англ. *Lower* –

«нижній») або s (f, σ).

Інтегральна сума для розбиття σ, для якої відповідні точки ξ_i вибираються з умови $\xi_i = sup_{[x_i.x_{i+1}]} f(x)$), називається верхньою сумою Дарбу для функції f та розбиття σ і позначається одним із символів $U(f, \lambda)$ (від англ. *Upper* – «верхній») або S (f, λ).

За допомогою верхньої та нижньої сум Дарбу можна дати критерій інтегрованості функції за Ріманом.

Теорема 1. Нехай f: $[a, b] \to R$ – обмежена функція. Функція $f \in R([a, b])$ тоді і лише тоді, коли

$$\lim_{d(\sigma)\to 0} \big(S(f,\sigma) - s(f,\sigma)\big) = 0$$

Наступні теореми визначають класи інтегрованих за Ріманом функцій.

Теорема 2. Про інтегрованість неперервної функції. $C([a, b]) \subset R([a, b])$, тобто кожна неперервна на відрізку $[a, b]$ функція є інтегровною за Ріманом на цьому відрізку.

Теорема 3. Про інтегрованість монотонної функції. Кожна монотонна на відрізку $[a, b]$ функція є інтегровною за Ріманом на цьому відрізку.

Теорема 4. Про інтегрованість функції зі скінченною кількістю точок розриву). Нехай f: $[a, b] \to R$ задовольняє умовам:

1. функція $f(x)$ обмежена на $[a, b]$;
2. $f \in C([a, b]) \setminus \{z_1, z_2, \ldots, z_n\}$).

Тоді $f \in R([a, b])$.

Подальші узагальнення поняття інтегралу дозволяють розширити його на кратні, поверхневі, об'ємні інтеграли, а також на інтеграли на об'єктах ширшої природи з мірою, включаючи функції, для яких границі інтегральних сум не існує. На сьогодні існує багато різновидів визначених інтегралів крім інтегралів Коші, Рімана та Дарбу: інтеграл Лебега, інтеграл Стілтьєса, інтеграл Бохнера, інтеграл Даніелла, інтеграл Борвайна, інтеграл Данжуа-Хінчина, інтеграл Перрона, інтеграл Юнга та інші.

Основне досягнення в області інтегрування відбулося в XVII-му столітті із відкриттям фундаментальної теореми інтегрального числення (відомої як формула Ньютона–Лейбніца) Ньютоном і Лейбніцем, незалежно один від одного.

Нехай функція $f(x)$ визначена і диференційована на відрізку $[a, b]$ і її похідна в кожній точці $[a, b]$ дорівнює $F(x)$. Тоді функція $F(x)$ називається первісною функції $f(x)$ та записується як: $F'(x) = f(x)$.

Так як $(F'(x) + C)' = F'(x) = f(x)$ для будь-якої константи C, то можна говорити про множину первісних – множину функцій виду $F(x) + C$. Множина первісних $F(x) + C$ функції $f(x)$ називається невизначеним інтегралом функції $f(x)$ і позначається $\int f(x)dx$:

$$\int f(x)dx = F(x) + C, \ x \in [a, b] \qquad (1.5)$$

Справедливі наступні теореми.

Теорема 5. Для будь-якої неперервної на відрізку $[a, b]$ функції $f(x)$ існує на цьому відрізку первісна, а отже існує невизначений інтеграл.

Теорема Ньютона-Лейбніца. Якщо $F(x)$ – деяка первісна від неперервної функції $f(x)$, то

$$\int_a^b f(x)dx = F(b) - F(a) \tag{1.6}$$

Ця формула називається формулою Ньютона-Лейбніца. Іноді її називають основною формулою інтегрального числення. Для скорочення запису часто застосовується позначення:

$$\int_a^b f(x)dx = [F(x)]_a^b = F(x)\,|_a^b$$

Формула Ньютона-Лейбніца (1.6) визначає загальний підхід до обчислення визначеного інтегралу і є узагальненням методу Архімеда для обчислення площ і поверхонь плоских, криволінійних поверхонь, об'ємів тіл, довжин кривих та інших задач.

Обчислення визначеного інтегралу застосовується в самих різноманітних задачах науки і техніки, далеко не вичерпний перелік яких наведено нижче:

- обчислення довжини дуги кривої, площ плоских фігур, площ поверхні та об’ємів тіл (в тому числі і тіл обертання);
- обчислення статичних моментів і центра ваги кривої;
- обчислення довжини пройденого шляху при прямолінійному русі за відомою швидкістю $v(t)$ протягом часу від моменту t_1 до t_2;
- обчислення кількості продукції виготовленої за проміжок часу $(t_0; t_1)$ при заданій залежності продуктивності праці від часу $a(t)$;
- подання коефіцієнтів тригонометричного ряду за формулами Фур’є;
- обчислення маси витисненої рідини;
- обробка результатів чисельного експерименту для збільшення їх точності і надійності;
- визначення переміщень в пружній системі (теоретична механіка) за допомогою множення епюр (інтеграл Мора).

4.1.2 Основні методи чисельного інтегрування.

Задачу обчислення визначеного інтегралу

$$I = \int_a^b f(x)dx \tag{1.7}$$

Девід Каханер назвав однією з двох фундаментальних задач математичного аналізу [5, 166].

Якщо функція $f(x)$ є неперервною на сегменті $[a, b]$ і відома її первісна $F(x)$, то для обчислення визначеного інтегралу (1.4) можна використати формулу Ньютона-Лейбніца (1.6).

Однак ця формула мало придатна для практики, бо клас функцій $f(x)$,

первісна яких виражається через елементарні функції є дуже вузьким [13, с.243]. Наприклад, для інтегралів $\int_0^1 e^{-x^2}\,dx$, $\int_0^1 \frac{\sin x}{x}\,dx$, первісну F не можна виразити в елементарних функціях.

Крім цього, цією формулою важко і навіть практично неможливо скористатися тоді, коли підінтегральну функцію f задано таблично або графічно і її аналітичний вираз невідомий, а саме поняття первісної втрачає зміст, а також, коли аналітичний вираз первісної F досить складний і незручний для обчислень [12, с.221].

В таких випадках треба використовувати методи чисельного інтегрування – методи обчислення (як правило, наближеного) визначених інтегралів. Особливо важливе значення мають методи чисельного інтегрування функцій, в яких для знаходження наближеного значення визначеного інтеграла використовуються значення підінтегральної функції та її похідних у скінченній кількості точок, що належать переважно інтервалу інтегрування. Такі формули обчислення наближеного значення визначених інтегралів називають формулами механічних квадратур або квадратурними формулами [6, с.67].

В загальному випадку задача обчислення визначеного інтегралу формулюється наступним чином [6, с.67; 21, с.120].

Необхідно обчислити значення визначеного інтегралу

$$I = \int_a^b p(x)f(x)dx, \tag{1.7}$$

де $p(x)$ – так звана вагова функція (ваговий множник), яка вбирає в себе всі особливості функції $f(x)$ на проміжку інтегрування $[a, b]$, а функція $f(x)$ – довільна достатньо гладка функція деякого класу. Без обмеження загальності але для спрощення викладення надалі будемо вважати $p(x)\equiv 1$.

Основна ідея більшості методів чисельного інтегрування базується на використанні геометричного змісту визначеного інтегралу та закладена в самому його означенні.

Геометричний зміст визначеного інтегралу: інтеграл (1.7) чисельно рівний площі криволінійної трапеції, обмеженої кривою (підінтегральною функцією) $y = f(x)$, сегментом $[a, b]$ осі Ox (інтервалом інтегрування) та вертикальними прямими, які проходять через точки $x = a, x = b$ (рисунок 1).

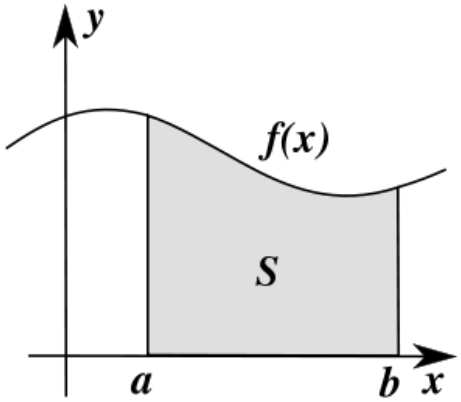


Рисунок 1 – Геометричний зміст визначеного інтегралу.

Таким чином, задача про наближене обчислення інтегралу рівносильна задачі про обчислення площі криволінійної трапеції. Але задачу про обчислення площі криволінійної трапеції можна звести до задачі обчислення суми площ криволінійних трапецій, отриманих шляхом поділу інтервалу інтегрування $[a, b]$ на рівні частини (підінтервали) (рисунок 2).

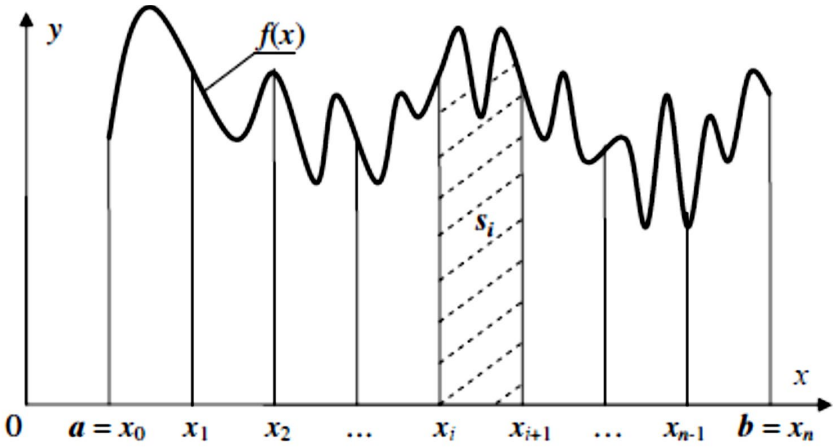


Рисунок 2 – Криволінійні трапеції для інтегрування

Тоді загальна площа криволінійної трапеції рівна

$$S = \sum_{i=1}^{n} s_i$$

Виходячи з означення Рімана визначеного інтегралу як границі інтегральної суми (1.3), за наближене значення інтегралу (1.7) можна прийняти загальну площу криволінійної трапеції:

$$I = \int_a^b f(x)dx \approx \sum_{i=1}^{n} s_i$$

Тобто, за наближене значення інтегралу (1.7) можна прийняти скінчену суму

$$I = \int_a^b f(x)dx \approx \sum_{i=0}^{n} A_i f(x_i), \qquad (1.8)$$

де

$$\sigma = \{x_i\}_0^n : a \le x_0 \le x_1 \le \cdots \le x_n \le b \qquad (1.9)$$

розбиття інтервалу інтегрування $[a, b]$ або сітка, A_i – сталі.

Формула (1.8) називається n-точковою квадратурною формулою або квадратурою, точки x_k – вузлами або абсцисами квадратурної формули, а сталі A_i – коефіцієнтами або вагами квадратурної формули [3, с.48; 5, с.170; 6, с.67; 10, с.70; 11, с.161; 12, с.222; 13, с.243; 21, с.121].

Вузли і коефіцієнти квадратурної формули не залежать від $f(x)$, але коефіцієнти залежать від вузлів.

Різниця

$$R_n(f) = \int_a^b f(x)dx - \sum_{i=0}^{n} A_i f(x_i) \qquad (1.10)$$

називається залишковим членом або похибкою квадратурної формули.

Сума

$$\sum_{i=0}^{n} A_i f(x_i) \qquad (1.11)$$

називається квадратурною сумою [6, с.68] або квадратурним правилом [5, с.170].

Важливим є зауваження Девіда Каханера щодо квадратурної суми, яку він ще називає квадратурним правилом. Д. Каханер підкреслює, що квадратурна сума є узагальненням інтегральної суми Рімана (1.3), але не тотожна їй і не перетворюється в неї, навіть якщо покласти $A_i = \Delta_i$ [5 с.170]. Серед відомих і використовуваних на практиці квадратурних сум є і такі, які не є сумами Рімана.

Якщо границі a, b інтервалу інтегрування належать сітці σ ($x_0 = a$, $x_n = b$), то квадратурну формулу (1.8) називають квадратурною формулою замкненого або закритого типу, а якщо не належать ($x_0 > a$, $x_n < b$) – відкритого типу [21, с.121].

Задача чисельного інтегрування за допомогою квадратурних формул полягає в такому оптимальному виборі вузлів та коефіцієнтів, щоб похибка (1.9) була якомога меншою для всіх функцій $f(x)$ деякого широкого класу [6, с.68; 10, с.70; 21, с.121;].

Для цього підінтегральну функцію $f(x)$ заміщують деякою апроксимуючою функцією (або системою функцій) $\varphi(x)$, яка має бути достатньо близькою до $f(x)$ ($f(x) \approx \varphi(x)$) та порівняно просто інтегрувалась.

Одним з найпоширеніших методів побудови квадратурних формул є апроксимація (заміна) підінтегральної функції інтерполяційним поліномом Лагранжа.

Якщо на всьому інтервалі інтегрування [a, b] підінтегральна функція замінюється одним інтерполяційним поліномом, то квадратурна формула називається малою або простою чи канонічною [6, с.67; 9, с.42; 13, с.252; 31, с.57]. Такі формули характеризуються малою точністю (великою похибкою), тому на практиці застосовуються мало. Одним з методів підвищення точності чисельного інтегрування є розбиття інтервалу інтегрування [a, b] на підінтервали (1.9) і використання на кожному з них однієї і тієї ж малої квадратурної формули.

Тоді сума малих квадратурних формул по всіх підінтервалах розбиття називається великою або складеною чи узагальненою квадратурною формулою.

Квадратурні формули Ньютона-Котеса.

Квадратурні формули Ньютона–Котеса (Isaac Newton, Roger Cotes) будуються на основі інтерполяції поліномом степені n (відомо, що існує єдиний поліном степені $\leq n$, який проходить через n+1 точку) підінтегральної функції по рівномірній сітці з n+1 вузлами, включаючи кінці інтервалу інтегрування.

Нехай треба обчислити інтеграл (1.7).

Задамо на інтервалі інтегрування [*a, b*] рівномірне розбиття за формулою (1.9)

$$\sigma = \{x_i\}_0^n : a \le x_0 \le x_1 \le \cdots \le x_n \le b$$

з кроком *h*=(*b*-*a*)/*n*. і замінимо підінтегральну функцію інтерполяційним поліномом Лагранжа:

$$L_n(x) = \sum_{i=0}^{n} \frac{(x-x_0)(x-x_1)\dots(x-x_n)}{(x_i-x_0)(x_i-x_1)\dots(x_i-x_n)} \tag{1.12}$$

Оскільки система вузлів інтерполювання співпадає з точками розбиття (1.9) інтервалу [*a, b*] з кроком *h*, то заміна змінної $x = x_0 + qh$ трансформує многочлен Лагранжа (1.2) таким чином:

$$L_n(x) = L_n(x_0 + qh) = \sum_{i=0}^{n} \frac{(-1)^{n-i}}{i!\,(n-i)!} \cdot \frac{q^{[n+1]}}{q-i}, \tag{1.13}$$

де $q^{[n+1]} = q(q-1)\dots(q-n)$.

Тоді коефіцієнти A_i з (1.8) визначаються за формулою:

$$A_i = \int_{x_0}^{x_n} \frac{(-1)^{n-i}}{i!\,(n-i)!} \cdot \frac{q^{[n+1]}}{q-i} dx \tag{1.14}$$

Оскільки $q=(x-x_0)/h$, то $dq= dx/h$. Зробивши заміну змінних у визначеному інтегралі (1.14), отримаємо:

$$A_i = h\frac{(-1)^{n-i}}{i!\,(n-i)!} \int_0^n \frac{q^{[n+1]}}{q-i} dq \tag{1.15}$$

Квадратурну формулу (1.8) можна переписати у вигляді:

$$I = \int_a^b f(x)dx \approx I_h = (b-a)\sum_{i=0}^{n} H_i f(x_i), \tag{1.16}$$

де

$$H_i = \frac{1}{n}\frac{(-1)^{n-i}}{i!\,(n-i)!} \int_0^n \frac{q^{[n+1]}}{q-i} dq \tag{1.17}$$

сталі, що називаються коефіцієнтами Котеса.

Формули (1.16)–(1.17) визначають сімейство квадратурних формул Ньютона–Котеса. Параметром цього сімейства є число *n* – степінь інтерполяційного многочлена, яким замінюється підінтегральна функція.

На практиці найчастіше використовуються формули Ньютона–Котеса при *n*=0, 1, 2, 3. Ці формули відповідно мають назви: формула прямокутників, формула трапецій, формула Сімпсона (парабол), формула 3/8 (Ньютона).

Формула прямокутників.

Поклавши в (1.16)–(1.17) *n*=0, отримаємо малу квадратурну формулу прямокутників:

$$I \approx I^{\Pi} = (b-a)f\left(\frac{a+b}{2}\right)$$

Застосувавши цю формулу на кожному підінтервалі розбиття інтервалу інтегрування $[a, b]$ з кроком $h=(b-a)/n$, в силу адитивності інтегралу отримаємо велику (складену) квадратурну формулу середніх (або центральних) прямокутників :

$$I_h^{\Pi} = h\sum_{i=1}^{n} f\left(\frac{x_{i-1}+x_i}{2}\right) \tag{1.18}$$

з оцінкою залишкового члена

$$R_h^{\Pi}(f) = \mathrm{M}_2\frac{(b-a)h^2}{24} = \mathrm{M}_2\frac{(b-a)^3}{24n^2}$$

де $M_2 = max|f''(\xi)|,\ \ \xi \in [a,b]$.

Якщо де ξ – довільна точка на $[a,b]$ і $\xi = a$, тобто вибираємо в якості $const$ значення функції на лівому кінці інтервалу $[a,b]$, то одержимо формулу лівих прямокутників:

$$\int_a^b f(x)dx \approx \int_a^b f(a)dx = (b-a)f(a) \tag{1.19}$$

Якщо $\xi = b$, то одержимо формулу правих прямокутників:

$$\int_a^b f(x)dx \approx \int_a^b f(b)dx = (b-a)f(b) \tag{1.20}$$

Якщо за ξ вибрати середню точку $[a,b]$, то одержимо формулу середніх (центральних) прямокутників:

$$\int_a^b f(x)dx \approx \int_a^b f(b)dx = (b-a)f(\tfrac{a+b}{2}) \tag{1.21}$$

Формула трапецій.

Якщо у визначеному інтегралі $\int_a^b f(x)dx$ функцію $f(x)$ замінити лінійною функцією

$$y = f(a) + \frac{f(b)-f(a)}{b-a}(x-a)$$

графік, якої проходить через точки $A(a;f(a))$ і $B(b;f(b))$ (рисунок 3), то отримаємо наближену рівність:

$$\int_a^b f(x)dx \approx \int_a^b (f(a) + \frac{f(b)-f(a)}{b-a})dx =$$
$$= \frac{(b-a)}{2}\big(f(b)+f(a)\big), \tag{1.22}$$

яка називається формулою трапецій.

Саме за наближене значення площі криволінійної трапеції $aABb$, ми приймаємо площу звичайної трапеції $aABb$.

Цю ж формулу для малої квадратурної формули трапецій отримаємо поклавши в (1.16)–(1.17) n=1:

$$I^T = \frac{(b-a)}{2}\big(f(b)+f(a)\big).$$

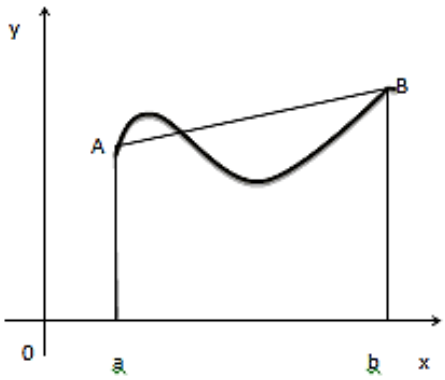


Рисунок 3 – Заміна криволінійної трапеції

Велика квадратурна формула трапецій має вигляд:

$$I_h^T = \frac{h}{2}(f(a) + f(b) + 2\sum_{i=1}^{n-1} f(x_i)), \qquad (1.23)$$

з оцінкою залишкового члена

$$R_h^T(f) = \mathrm{M}_2 \frac{(b-a)h^2}{12} = \mathrm{M}_2 \frac{(b-a)^3}{12n^2},$$

де $M_2 = max|f''(\xi)|, \ \ \xi \in [a, b]$.

Геометрична ілюстрація методу трапецій для випадку великої квадратурної формули подана на рисунку 4.

Формула Сімпсона.

Квадратурна формула Сімпсона (парабол) вперше була отримана Кавальєрі в 1639 році, а пізніше Джеймсом Грегорі в 1668 р. та Томасом Сімпсоном в 1743 році [5, с.175].

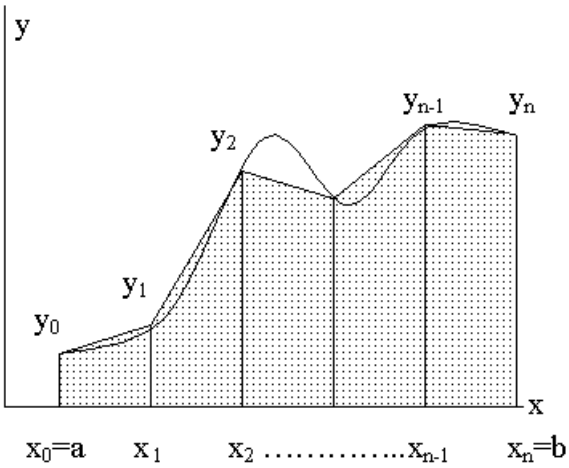


Рисунок 4 – Метод трапецій

Якщо у визначеному інтегралі $\int_a^b f(x)dx$ замість функції $f(x)$ взяти тричлен $y = ax^2 + \beta x + \gamma$, графік якого проходить через три точки: $A(a; f(a)), B\left(\frac{a+b}{2}; f\left(\frac{a+b}{2}\right)\right), C(b; f(b))$ (рисунок 5), то дістанемо наближену рівність:

$$\int_a^b f(x)dx \approx \int_a^b (\alpha x^2 + \beta x + \gamma)dx = \left(a\frac{x^3}{3} + \beta\frac{x^2}{2} + \gamma x\right)\Big|_a^b =$$

$$= \frac{b-a}{6}(2\alpha(b^2 - a^2) + 3\beta(b-a) + 6\gamma) \qquad (1.24)$$

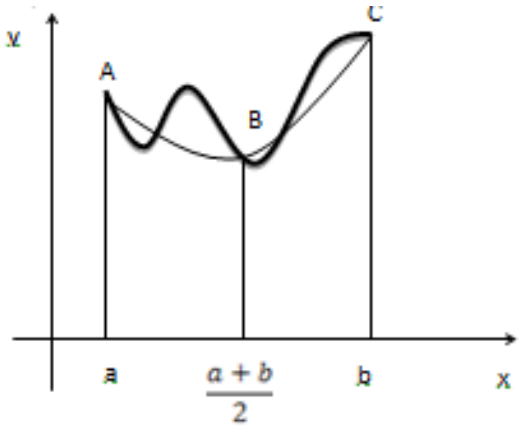


Рисунок 5 – Заміна криволінійної трапеції параболою

Оскільки графік квадратного тричлена $y = ax^2 + \beta x + \gamma$ проходить через точки A, B, і C, то коефіцієнти α, β, γ цього тричлена задовольняють рівняння:

$$\left\{\begin{array}{c} ax^2 + \beta x + \gamma = f(a), \\ a(\frac{a+b}{2})^2 + \beta\frac{a+b}{2} + \gamma = f(\frac{a+b}{2}) \\ ax^2 + \beta x + \gamma = f(b). \end{array}\right\}$$

Використовуючи ці рівняння, вираз, що стоїть у правій частині формули (7), можна замінити рівним йому виразом:

$$\frac{b-a}{6}(f(a) + 4f\left(\frac{a+b}{2}\right) + f(b)).$$

Після цього формулу (1.24) перепишемо у вигляді

$$\int_a^b f(x)dx \approx \frac{b-a}{6}\left(f(a) + 4f\left(\frac{a+b}{2}\right) + f(b)\right). \qquad (1.25)$$

Ця формула називається формулою Сімпсона або парабол.

Тут за наближене значення площі криволінійної трапеції *aABCb* (рисунок 5) ми прийняли площу другої криволінійної трапеції, яка відрізняється від першої тільки тим, що зверху вона обмежена не графіком функції $y = f(x)$, а параболою $y = ax^2 + \beta x + \gamma$, яка проходить через точки $A(a; f(a)), B\left(\frac{a+b}{2}; f\left(\frac{a+b}{2}\right)\right), C(b; f(b))$, що лежать на кривій $y = f(x)$.

Поклавши в (1.16)–(1.17) *n*=2, отримаємо цю ж малу квадратурну формулу Сімпсона:

$$I^C = \frac{b-a}{6}\left(f(a) + 4f\left(\frac{a+b}{2}\right) + f(b)\right)$$

та велику квадратурну формулу Сімпсона:

$$I_h^C = \frac{b-a}{6m}\left(f(a) + f(b) + 2\sum_{i=1}^{m-1} f(x_{2i}) + 4\sum_{i=1}^{m} f(x_{2i-1})\right) \qquad (1.26)$$

з оцінкою залишкового члена (для $h=(b-a)/2m$)

$$R(f) = \mathrm{M}_4 \frac{(b-a)h^4}{180} = \mathrm{M}_4 \frac{(b-a)^5}{2880m^4},$$

де $M_4 = max\left|f^{(4)}(\xi)\right|, \ \xi \in [a,b]$.

4.1.3. Аналіз похибок квадратурних формул.

За допомогою квадратурних формул визначений інтеграл обчислюється наближено, тобто

$$I = \int_a^b f(x)dx \approx I^* + \Delta,$$

де I^* – наближене значення інтегралу, а Δ – загальна похибка чисельного інтегрування, яка складається з декілька видів похибок.

В загальному випадку $\Delta=\Delta_1+\Delta_2+\Delta_3$ де:

- Δ_1 – похибка заокруглення (*Round-off error*), яка виникає через неможливість точно представити всі дійсні числа в комп’ютерах із обмеженою пам'яттю (обмеженням кількості десяткових розрядів числа);
- Δ_2 – неусувна похибка, яка виникає через похибки вихідних даних, значення яких використовуються в обчисленнях;
- Δ_3 – похибка методу (похибка відсікання, *Truncation error*), яка породжується вибраним методом наближеного розв'язання задачі.

Відомо, що чисельне інтегрування стійке за вхідними даними, хоча квадратурні формули нестійкі відносно похибок округлення, але ця нестійкість слабка і виявляється лише за розрахунків з малою кількістю вірних цифр.

Таким чином, основною похибкою чисельного інтегрування є похибка вибраного методу (квадратурної формули). Обчисливши або оцінивши значення залишкового члена квадратурної формули, отримаємо апріорну оцінку похибки квадратурної формули до початку розв’язання задачі.

Малі квадратурні формули використовують фіксовані точки інтервалу інтегрування (кінці та середину) та мають низький порядок точності: 0 – методи правих та лівих прямокутників, 1 – методи середніх прямокутників і трапецій, 3 – метод парабол (Сімпсона).

При використанні формул простих квадратур немає можливості керувати точністю обчислень (впливати на величину похибки).

З формул залишкових членів квадратурних формул слідує, що похибка формул лівих і правих прямокутників є величиною порядку $O(h)$. Похибки квадратурних формул середніх прямокутників і трапецій є величиною порядку $O(h^2)$, а похибка квадратурних формул Сімпсона та 3/8 (Ньютона) мають порядок $O(h^4)$.

Оскільки інтерполяційний поліном степеня n для функції, яка сама є поліномом степеня n, співпадає з цією функцією в силу теореми єдиності інтерполяційного поліному, то квадратурні формули прямокутників, трапецій та

Сімпсона є точними для поліномів нульового, першого та другого степеня відповідно.

Має місце більш сильне **твердження**: квадратурна формула прямокутників є точною для поліномів першого степеня, а квадратурна формула Сімпсона є точною для поліномів третього степеня.

Квадратурна формула Ньютона

$$\int_a^b f(x)dx \approx \frac{3h}{8}(y_0 + 3y_1 + 3y_2 + y_3)$$

як і формула Сімпсона має похибку порядку $O(h^5)$.

Найбільш поширеними методами збільшення точності (зменшення похибки) чисельного інтегрування є [2, с.86]:

– розбиття інтервалу інтегрування на частини і побудова складених (великих) квадратурних формул;
– підвищення порядку точності квадратур (тобто підвищення степені поліномів, для яких квадратури точні);
– зведення інтегралів від функцій з особливостями до інтегралів від більш гладких функцій.

4.2. Чисельне інтегрування із заданою точністю

Ні квадратурні формули Ньютона-Котеса, ні квадратурні формули найвищої алгебраїчної міри точності (квадратури Гауса, Веддля, 3/8 Ньютона, Буля, Лобатто, Ейлера-Маклорена), в тому числі, які базуються на використанні ортогональних багаточленів (багаточлени Якобі, Лежандра, Ерміта, Лагера, Чебишева та інші) не дають розв’язку задачі обчислення визначеного інтегралу з наперед заданою точністю. Це пов’язано з тим, що у більшості випадків оцінити залишковий член квадратурної формули дуже важко або й неможливо, наприклад тоді, коли функцію задано графічно або таблично і аналітичний вираз її невідомий, або коли функцію задано складним аналітичним виразом і її похідні важко оцінити.

Але саме залишковий член квадратурної формули є апріорною оцінкою її похибки.

У зв'язку з цим широкого застосування набули методи апостеріорної оцінки похибки обчислення визначеного інтегралу і її використання для подальшого уточнення наближеного значення цього інтегралу. Найбільш поширеними є методи Карла Рунге (1856–1927), Льюіса Фрая Річардсона (1881–1953) та Вернера Ромберга (1909–2003).

З використанням цих методів алгоритм обчислення визначеного інтегралу є наступним:

1. Обчислення наближеного значення визначеного інтегралу за вибраною квадратурною формулою.
2. Апостеріорна оцінки похибки.

3. Керування продовженням обчислень – уточнення наближеного значення інтегралу або припинення обчислень за умови досягнення заданої точності.

4.2.1 Метод Рунге оцінки похибки методу чисельного інтегрування.

Метод Рунге апостеріорного оцінювання похибки обчислення визначеного інтегралу називають правилом (принципом) Рунге або методом подвійного (повторного) перерахунку [2, с.144; 12, с.234; 31, с.63].

Правило Рунге дозволяє отримати апостеріорну оцінку похибки обчислення визначеного інтегралу і використати її для подальшого уточнення наближеного значення цього інтегралу, тобто отримати більш високий порядок точності обчислень.

Суть правила Рунге викладемо наступним чином.

Нехай для обчислення величини *z(x)* використовується формула

$$z(x) \approx \eta(x,h)\ , \tag{2.1}$$

де $\eta(x,h)$ – наближене значення функції *z(x)*, яке залежить від деякого параметра h. І нехай формула (2.1) має p-й порядок точності, тобто має місце асимптотичне розкладання

$$z(x) = \eta(x,h) + \psi(x)h^p + O(h^p) \text{ при } h \to 0 \tag{2.2}$$

Введемо величину $r \in (0;1)$. Заміною $h \to rh$ з (2.2) отримаємо

$$z(x) = \eta(x,rh) + \psi(x)(rh)^p + O(h^p) \text{ при } h \to 0 \tag{2.3}$$

При цьому враховано, що $o((rh)^p) = O(h^p)$ при $h \to 0$.

Віднімемо від (2.2) рівність (2.3) почлено:

$$0 = \eta(x,h) - \eta(x,rh) + \psi(x)h^p(1-r^p) + O(h^p) \text{ при } h \to 0 \tag{2.4}$$

Тут враховано, що $O(h^p) - O(h^p) = O(h^p)$ при $h \to 0$.

З (2.4) отримаємо

$$\eta(x,rh) - \eta(x,h) = \psi(x)h^p(1-r^p) + O(h^p) \approx \psi(x)h^p(1-r^p) \tag{2.5}$$

Звідси отримуємо першу формулу Рунге:

$$\psi(x)h^p = \frac{\eta(x,rh)-\eta(x,h)}{1-r^p} + O(h^p) \approx \frac{\eta(x,rh)-\eta(x,h)}{1-r^p} \tag{2.6}$$

При її виведені враховано, що

$$\frac{1}{1-r^p}O(h^p) = O(h^p) \text{ при } h \to 0$$

Перша формула Рунге дозволяє отримати асимптотичну оцінку похибки наближеного значення $\eta(x,rh)$:

$$\begin{aligned} |z(x) - \eta(x,rh)| &= |\psi(x)(rh)^p + o(h^p)| \approx |\psi(x)(h)^p|r^p = \\ &= r^p\frac{|\eta(x,rh)-\eta(x,h)|}{1-r^p} = \frac{|\eta(x,rh)-\eta(x,h)|}{\left(\frac{1}{r}\right)^p - 1} \end{aligned} \tag{2.7}$$

Цю формулу використовують для отримання наближеного значення $z(x)$ з похибкою, не більшою заданого додатного числа ε. Це робиться з використанням методу повторного перерахунку (правило Рунге). Суть його полягає в тому, що задається послідовність значень параметра h, яка є спадною геометричною прогресією

$$h_0, h_1 = rh_0, h_2 = rh_1, h_3 = rh_2, \ldots \tag{2.8}$$

Тут r – деяке фіксоване число з інтервалу (0;1). Частіше всього вибирається значення r=1/2.

Очевидно, що $h_n \to 0$ при $n \to \infty$, отже $\eta(x, h_n) \to z(x)$ при $n \to \infty$. Далі послідовно обчислюються наближені значення $\eta(x, h_n)$ при n = 0, 1, 2, … і для кожного n перевіряється виконання нерівності

$$\frac{|\eta(x, rh) - \eta(x, h)|}{\left(\frac{1}{r}\right)^p - 1} \leq \varepsilon \tag{2.9}$$

При достатньо великому значенні n ця нерівність буде виконуватись і ми отримаємо наближене значення $\eta(x, h_n)$ з похибкою

$$|z(x) - \eta(x, rh)| \approx \frac{|\eta(x, h_n) - \eta(x, h_{n-1})|}{\left(\frac{1}{r}\right)^p - 1}$$

яка не перевищує заданого числа ε.

Слід відзначити, що для застосування правила Рунге достатньо знати тільки порядок p точності наближеної формули.

Підставивши в (2.2) першу формулу Рунге (2.6), отримаємо другу формулу Рунге:

$$z(x) = \eta(x, h) + \frac{\eta(x, rh) - \eta(x, h)}{1 - r^p} + O(h^p) \text{ при } h \to 0 \tag{2.10}$$

Виберемо нове наближене значення $z(x)$ за формулою:

$$\eta_1(x, h) = \eta(x, h) + \frac{\eta(x, rh) - \eta(x, h)}{1 - r^p} \tag{2.11}$$

З (2.10) слідує, що

$$z(x) = \eta_1(x, h) + O(h^p) \text{ при } h \to 0 \tag{2.12}$$

Це означає, що наближена формула $z(x) \approx \eta_1(x, h)$ буде мати порядок точності більший p. Якщо асимптотичне розкладання (2.2) можна продовжити, тобто, коли можливе більш довге розкладання

$$z(x) = \eta(x, h) + \psi(x)h^p + \overline{\psi(x)}h^{p+1} + O(h^{p+1}) \text{ при } h \to 0\,, \tag{2.13}$$

то замість (2.12) отримаємо розкладання

$$z(x) = \eta_1(x, h) + \overline{\psi(x)}h^{p+1} + O(h^{p+1}), \tag{2.14}$$

звідки слідує, що нова наближена формула буде мати порядок точності, рівний (p+1).

Отже, друга формула Рунге дозволяє на основі відомої наближеної формули з відомим порядком точності отримати нову наближену формулу вищого порядку точності.

Слід відзначити, що формулу (2.11) можна застосовувати багатократно.

Наприклад, на основі отриманої наближеної формули $z(x) \approx \eta_1(x, h)$, яка має порядок точності (p+1), можна отримати формулу $z(x) \approx \eta_2(x, h)$ з новою правою частиною

$$\eta_2(x, h) = \eta_1(x, h) + \frac{\eta_1(x, rh) - \eta_1(x, h)}{1 - r^{p+1}} \tag{2.15}$$

Якщо асимптотичне розкладання (2.2) можна продовжувати далі, то нова наближена формула $z(x) \approx \eta_2(x, h)$ буде мати порядок точності рівний (p+2).

Таким чином, ідея методу Рунге полягає в тому, щоб організувати обчислення значення інтеграла на декількох множинах вузлів а потім порівнявши результати обчислень, отримати оцінку похибки і прийняти рішення щодо продовження чи припинення обчислень.

Найпоширеніше обчислення інтеграла двічі – з кроками h та $h/2$ відповідно з кількістю вузлів n та $2n$.

Якщо $I = \int_a^b f(x)dx$ – точне значення інтеграла, I_h – його наближене значення, обчислене з кроком h, а $I_{h/2}$ – його наближене значення, обчислене з кроком $h/2$, і похибки (залишкові члени) кожної квадратурної формули із кроком h і $h/2$ можна записати відповідно у вигляді

$$R_h = Ch^p, \;\; R_h = C\left(\frac{h}{2}\right)^p,$$

де p – порядок точності формул, а константа C≠0 і не залежить від h, то

$$I_{h/2} - I_h = C\left(\frac{h}{2}\right)^p - Ch^p = C\left(\frac{h}{2}\right)^p (2^p - 1) \qquad (2.16)$$

Таким чином, отримали апостеріорну оцінку похибки за першою формулою Рунге (2.6):

$$\left|R_{h/2}\right| = \frac{\left|I_{h/2} - I_h\right|}{2^p - 1} \qquad (2.17)$$

Крім оцінки похибки за правилом Рунге (формули (2.6) та (2.17)) можна також уточнити наближене значення інтеграла за другою формулою Рунге (2.10):

$$I^* = I_{h/2} + R_{h/2} = \frac{2^p I_{h/2} - I_h}{2^p - 1} \qquad (2.18)$$

Формулу (2.18) називають формулою екстраполяції за Річардсоном, а отримане значення інтеграла I^* – уточненим (або екстрапольованим) за Річардсоном значенням обчислювального інтеграла.

Похибка уточненого значення обчислювального інтеграла має вищий порядок точності відносно h і рівна (p+1).

Відзначимо, що для формул прямокутників і трапецій $\left|R_{h/2}\right| = \frac{\left|I_{h/2} - I_h\right|}{3}$, а для формули Сімпсона $\left|R_{h/2}\right| = \frac{\left|I_{h/2} - I_h\right|}{15}$.

На практиці для обчислення інтеграла $I = \int_a^b f(x)dx$ із заданою точністю ε вибирається початковий крок інтегрування h (n – відповідне число вузлів розбиття інтервалу [a,b]) і обчислюється наближене значення інтеграла I_h. Потім для вдвічі зменшеного кроку $h/2$ (відповідно вдвічі збільшеного числа вузлів $2n$) обчислюється наближене значення інтеграла $I_{h/2}$. Якщо $\left|R_{h/2}\right| \le \varepsilon$, то з точністю ε покладають $I \approx I_{h/2}$ або більш точно $I \approx I^*$. В противному випадку обчислюють значення $I_{h/4}$ і перевіряють чи $\left|R_{h/4}\right| \le \varepsilon$ і так далі.

Наприкінці відзначимо:

1. Правило Рунге можна застосовувати тільки тоді, коли похибку можна подати у виді $R_h = Ch^p$, де p – порядок точності формул, а константа C≠0 і не залежить від h. Похибка представлення залишкового члена в такому виді вважається достатньо малою.
2. Застосування правила Рунге для квадратур Гауса вимагає складних

обчислень. Тому на практиці часто використовують квадратури Гауса-Кронрода, які також дозволяють отримати апостеріорні оцінки чисельного інтегрування і реалізовані в бібліотеках багатьох відомих пакетів прикладних програм [31, с.65].

4.2.2 Екстраполяція Річардсона.

Метод екстраполяції, відомий ще як метод локальної екстраполяції, опублікований англійським математиком Льюісом Фраєм Річардсоном ще на початку XX ст. і названий в його честь. До речі, за даними Вікіпедії японський математик Катахіро Такебе (1664–1739) відкрив метод екстраполяції Річардсона на 200 років раніше самого Річардсона.

За словами Ґ. Біркхофа та Ж-К. Рота корисність методу екстраполяції Річардсона «для практичних розрахунків навряд чи можна переоцінити» (Birkhoff, Garrett; Gian-Carlo Rota Ordinary differential equations (3rd ed.). – John Wiley and sons, 1978. – ISBN 0-471-07411-X).

Метод екстраполяції Річардсона є узагальненням технології повторного перерахунку за правилом Рунге і достатньо детально описаний в науковій літературі [2, с.150; 12, с.234; 31, с.63].

Ідея цього методу полягає в багатократному зменшенні кроку інтегрування, а також в багатократному застосуванні екстраполяційної формули (2.18) для уточнення наближеного значення інтегралу. Суть технології екстраполяції Річардсона зображено на рисунку 3.

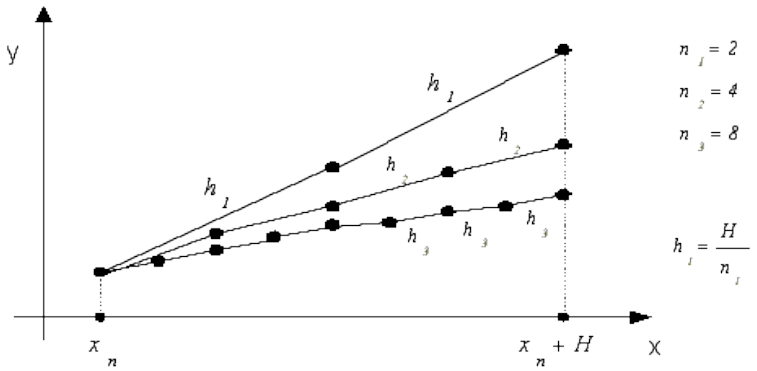


Рисунок 3 – Технологія локальної екстраполяції.

Нехай I_h – складена квадратурна формула Ньютона-Котеса з кроком h та порядком похибки p:

$$I = \int_a^b f(x)dx = I_h + Ch^p + O(h^p) \qquad (2.19)$$

Якщо відомі I_h та I_{kh}, то з (2.19) можна отримати [31, с.63]:

$$C = \frac{I_{kh} - I_h}{-((kh)^p - h^p)} \qquad (2.20)$$

Або

$$Ch^p = \frac{I_h - I_{kh}}{k^p - 1} + O(h^{p+1}) \qquad (2.21)$$

Тобто, використовуючи обчислене значення інтеграла з кроком kh, вдається

оцінити головний член похибки попереднього обчислення інтеграла з кроком h.

Тоді

$$I = I_h + \frac{I_h - I_{kh}}{k^p - 1} + O(h^{p+1}) = I_h \frac{k^p}{k^p - 1} + I_{kh} \frac{1}{k^p - 1} + O(h^{p+1}) \qquad (2.21)$$

Або

$$I = \frac{k^p I_h - I_{kh}}{k^p - 1} + O(h^{p+1}) \qquad (2.22)$$

Формули (2.21)-(2.22) називаються екстраполяцією Річардсона, використовуються для уточнення наближеного значення визначеного інтеграла і дозволяють отримати більш високий порядок точності обчислень.

Наприклад: Нехай є таблично задана функція:

i	1	2	3	4	5	6	7	8	9
x_i	0	0.125	0.25	0.375	0.5	0.625	0.75	0.875	1
$f(x_i)$	0	0.021470	0.293050	0.494105	0.541341	0.516855	0.468617	0.416531	0.367879

Наближене значення інтеграла цієї функції, обчислене за формулою трапецій з кроком h=0,25, рівне $I_{0,25}$ =0,371737. Наближене значення інтеграла, обчислене за тією ж формулою трапецій з кроком h=0,125, рівне $I_{0,125}$ =366989.

Уточнюючи значення інтегралу за методом Річардсона, отримаємо:

$$I = \frac{2^2 I_h - I_{2h}}{2^2 - 1} + O(h^{p+1}) = \frac{4I_h - I_{2h}}{3} + O(h^{p+1}) = 0{,}365406$$

Якщо функцію $R(h)$ замінити інтерполяційним поліномом $P^{[j]}(h_i)$, у якого $P^{[0]} = R(h_i)$, то такий алгоритм екстраполяції називають алгоритмом Невілла.

Відомий також алгоритм раціональної екстраполяції, розроблений Буліршем і Штьором, який базується на інтерполяції раціональними функціями і використовує модифіковану квадратурну формулу прямокутників.

Слід відзначити:

1. Метод екстраполяції Річардсона застосовується не тільки для уточнення наближеного значення визначеного інтегралу, але й в алгоритмі Грэгга-Булірша-Штьора (Gragg-Bulirsch-Stoer, GBS-алгоритм) розв'язування звичайних диференціальних рівнянь та чисельних методах розв’язування задачі Коші для систем звичайних диференціальних рівнянь
2. Якщо порядок точності p наперед не відомий, то його можна оцінити, використовуючи результати обчислень I_h, I_{kh}, I_{k^2h}. Така процедура називається методом (процесом) Ейткена [31, с.64].

4.2.3 Метод Ромберга.

Метод, названий в честь Вернера Ромберга (1909-2003), який опублікував метод в 1955 році в праці «Vereinfachte numerische Integration», Det Kongelige Norske Videnskabers Selskab Forhandlinger, Trondheim, 1955, 28 (7), pp. 30–36», полягає в послідовному уточненні наближеного значення інтеграла. Цей метод застосовують коли необхідно обчистити значення визначеного інтеграла із заданою або досить високою точністю.

В основі методу Ромберга лежить обчислення інтегралу за формулою

трапецій на регулярній сітці з кроком h і уточнення результату за тією ж формулою з кроком $2h$. Уточнення здійснюється шляхом застосування правила Рунге та екстраполяції Річардсона. Тому цей метод в науковій літературі часто називають методом Ромберга-Рунге-Річардсона [2, с.144, 148; 12, с.238-242; 31, с.103; 33].

Метод Ромберга-Рунге-Річардсона дозволяє отримувати більш високий порядок точності обчислень без значного збільшення числа операцій.

Нехай є результати обчислення визначеного інтеграла за квадратурною формулою трапецій на сітці з кроком h

$$I = T_h + O(h^2) \tag{2.23}$$

і на сітці х кроком kh

$$I = T_{kh} + O((kh)^2).$$

Тоді за уточнене значення інтегралу приймається

$$I = \int_a^b f(x)dx = I_h + \frac{I_h - I_{kh}}{k^2 - 1} + O(h^3) \tag{2.24}$$

Оскільки на практиці вибирається k=2, то (2.24) можна переписати у виді

$$I = \int_a^b f(x)dx = I_h + \frac{I_h - I_{kh}}{3} + O(h^3) \tag{2.25}$$

Для методу Ромберга можна використовувати рекурентну формулу.

Позначимо через

$$T(0) = \frac{h}{2}(f(b) - f(a))$$

квадратурну формулу трапецій з кроком $h=b-a$.

Потім для кожного $j \geq 1$ визначимо $T(j)=T(f,h)$ формулу трапецій з кроком $h=(b-a)/2^j$.

Тоді справедлива рекурентна формула [12, с.238]:

$$T(j) = \frac{1}{2}T(j-1) + h\sum_{k=1}^{n} f(x_{2k-1}), \;\; j = 1,2,\ldots, \tag{2.26}$$

де $h=(b-a)/2^{j-1}$ і $x_k=a+kh$.

Рекурентна формула (2.26) використовується для програмної реалізації. Процес обчислень завершується, коли різниця двох послідовних наближень буде менше або рівна заданій точності.

Метод Ромберга зручний тим, що його можна застосовувати при довільному числі сіток і будь-якому співвідношенні їх кроків. Його недоліками є порівняно велика громіздкість та відсутність в проміжних викладках апостеріорних оцінок точності. Якщо сітки вибрані так, що згущення їх відбувається завжди в одне і те ж число разів, то замість формули Ромберга зручніше застосовувати метод Рунге [4, с.77].

4.2.4 Модифікований метод Ромберга чисельного інтегрування.

Відомо, що метод Ромберга полягає у використанні квадратурної формули трапецій та подальшого застосування правил Рунге та екстраполяції Річардсона

для уточнення значення інтегралу.

Залишковий член квадратурної формули трапецій визначається за формулою

$$R_h^T(f) = \mathrm{M}_2 \frac{(b-a)h^2}{12} = \mathrm{M}_2 \frac{(b-a)^3}{12n^2}, \tag{2.27}$$

де $M_2 = max|f''(\xi)|,\ \ \xi \in [a,b]$.

А залишковий член квадратурної формули Сімпсона – за формулою

$$R(f) = \mathrm{M}_4 \frac{(b-a)h^4}{180} = \mathrm{M}_4 \frac{(b-a)^5}{2880m^4}, \tag{2.28}$$

де $M_4 = max\left|f^{(4)}(\xi)\right|,\ m = \frac{b-a}{2h}, \xi \in [a,b]$.

Звідси слідує, що похибка квадратурної формули трапецій є величиною порядку $O(h^2)$, а похибка квадратурної формули Сімпсона має порядок $O(h^4)$ або й $O(h^5)$.

Відзначимо також, що квадратурна формула трапецій є точною для поліномів першого степеня, а квадратурна формула Сімпсона – для поліномів третього степеня.

Враховуючи вищезазначене логічно очікувати, що використання квадратурної формули Сімпсона для обчислення значення інтегралу з подальшим уточненням цього значення за схемою Рунге-Річардсона буде більш ефективним за відомий класичний метод Ромберга.

В цьому і полягає суть модифікованого методу Ромберга чисельного інтегрування.

Нехай є результати обчислення визначеного інтеграла за квадратурною формулою Сімпсона на сітці з кроком h

$$I = I_h^C + O(h^4) \tag{2.29}$$

і на сітці x кроком kh

$$I = I_{kh}^C + O((kh)^4).$$

Тоді за уточнене значення інтегралу приймається

$$I = \int_a^b f(x)dx = I_h^C + \frac{I_h^C - I_{kh}^C}{k^2 - 1} + O(h^5) \tag{2.30}$$

Оскільки для формули Сімпсона k=4, то (2.30) можна переписати у виді

$$I = \int_a^b f(x)dx = I_h^C + \frac{I_h^C - I_{kh}^C}{15} + O(h^5) \tag{2.31}$$

Обчислення зручно організувати за допомогою рекурентної формули.

Позначимо через

$$I_h^C(0) = \frac{b-a}{6m}\left(f(a) + 4f\left(\frac{a+b}{2}\right) + f(b)\right). \tag{2.32}$$

квадратурну формулу Сімпсона з кроком $h=(b-a)/(2m)$.

Потім для кожного $j \geq 1$ визначимо $I_h^C(j) = I_h^T(f,h)$ формулу Сімпсона з кроком $h=(b-a)/(2m)^j$.

Тоді справедлива рекурентна формула:

$$I_h^C(j) = \frac{1}{3} I_h^C(j-1) + h\left(2\sum_{i=1}^{m-1} f(x_{2i}) + 4\sum_{i=1}^{m} f(x_{2i-1})\right) \qquad (2.33)$$

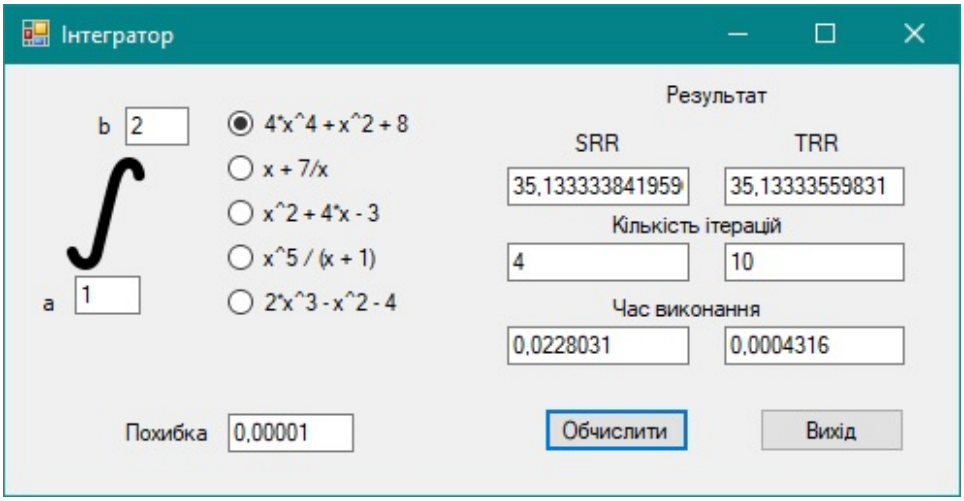
де $h=(b-a)/(2m)^{j-1}$ і $x_k=a+kh$.

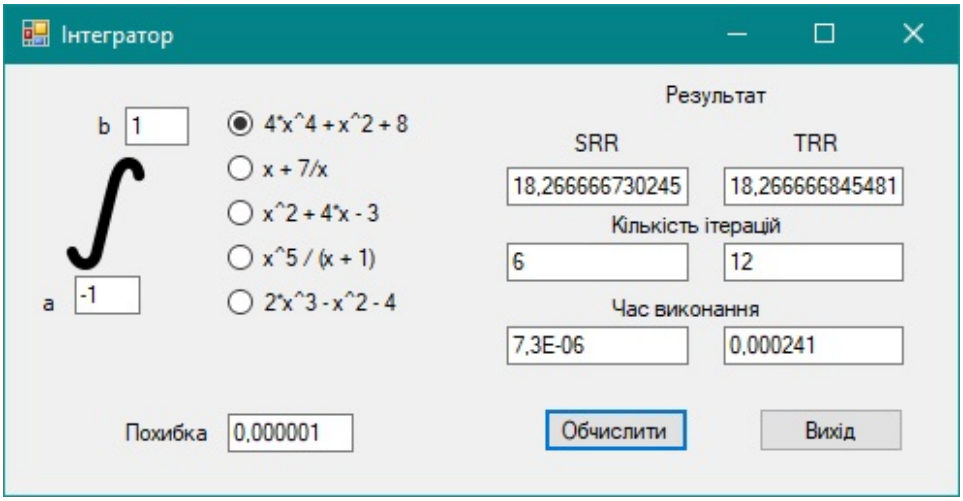
Очевидно, що похибка має порядок точності $O(h_n^{2m+2})$.

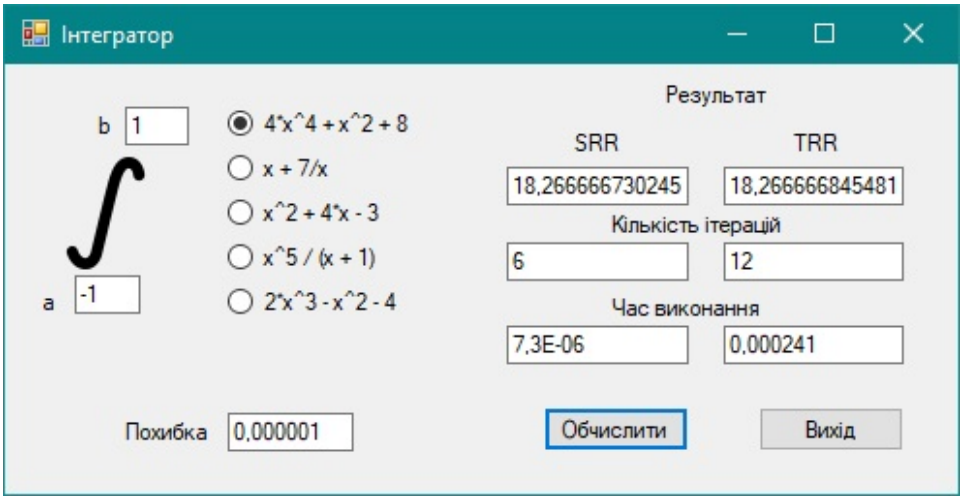
Рекурентна формула (2.33) використовується для програмної реалізації. Процес обчислень завершується, коли різниця двох послідовних наближень буде менше або рівна заданій точності.

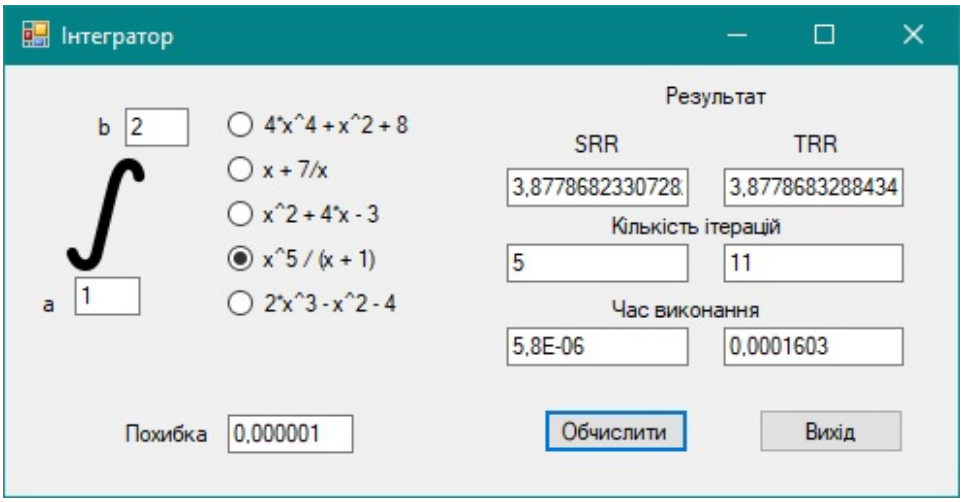
Нижче на рисунках подані результати комп’ютерного експерименту з наближеного обчислення визначеного інтегралу традиційним методом Ромберга (трапецій-Рунге-Річардсона – TRR) та модифікованим методом Ромберга (Сімпсона-Рунге-Річардсона – SRR).

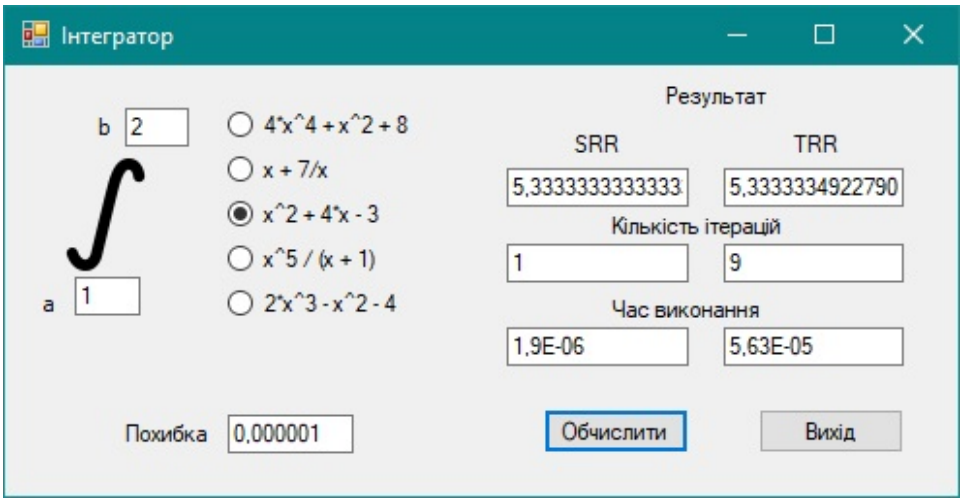
Якщо підінтегральна функція задана таблично, то для обчислення її інтеграла за схемою Сімпсона-Рунге-Річардсона не потребує попереднього згладжування початкових даних, так як саме інтегрування виконує часткове згладжування та «очищує» дані від «шуму».

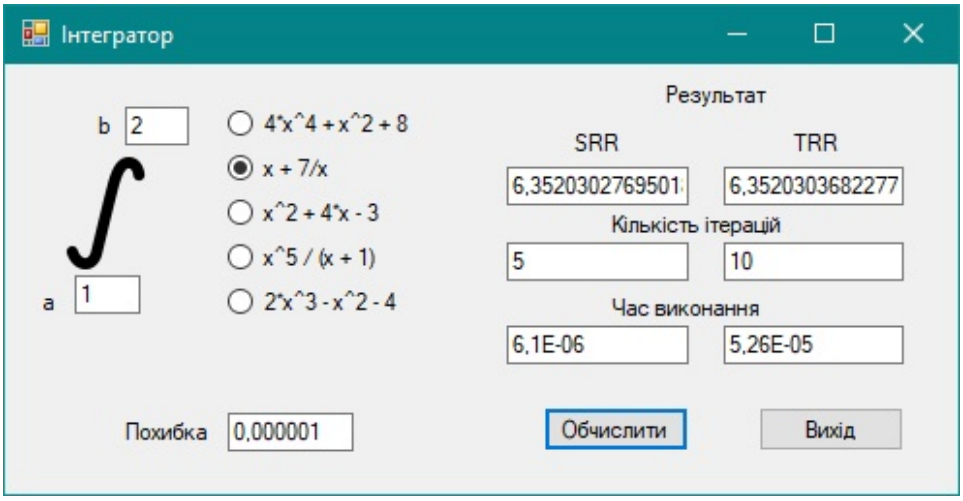


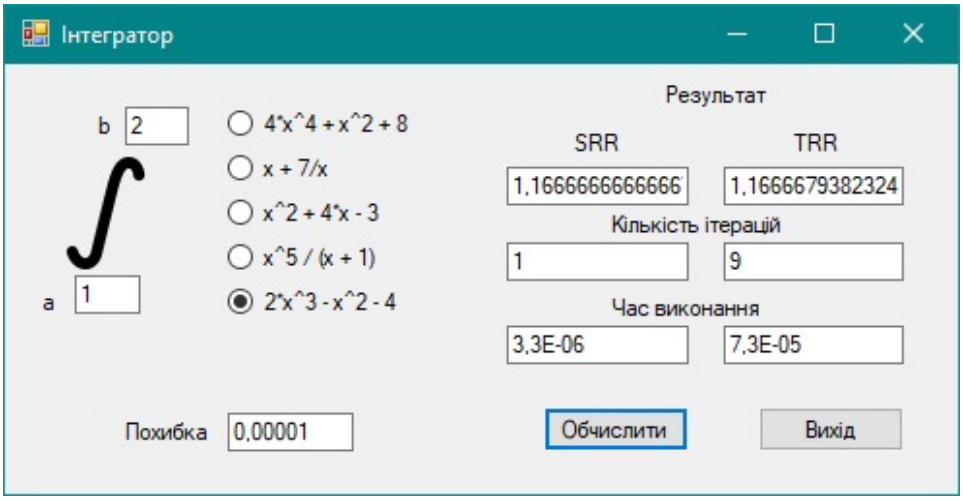


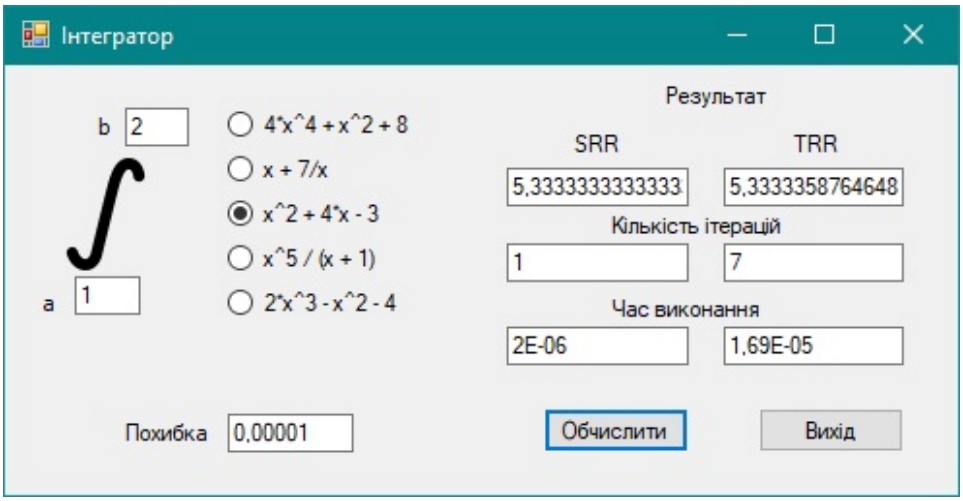

Інтегратор
b 1
a -1
4*x^4 + x^2 + 8
x + 7/x
x^2 + 4*x - 3
x^5 / (x + 1)
2*x^3 - x^2 - 4
Результат
SRR
TRR
18,266666730245
18,266666845481
Кількість ітерацій
6
12
Час виконання
7,3E-06
0,000241
Похибка 0,000001
Обчислити
Вихід

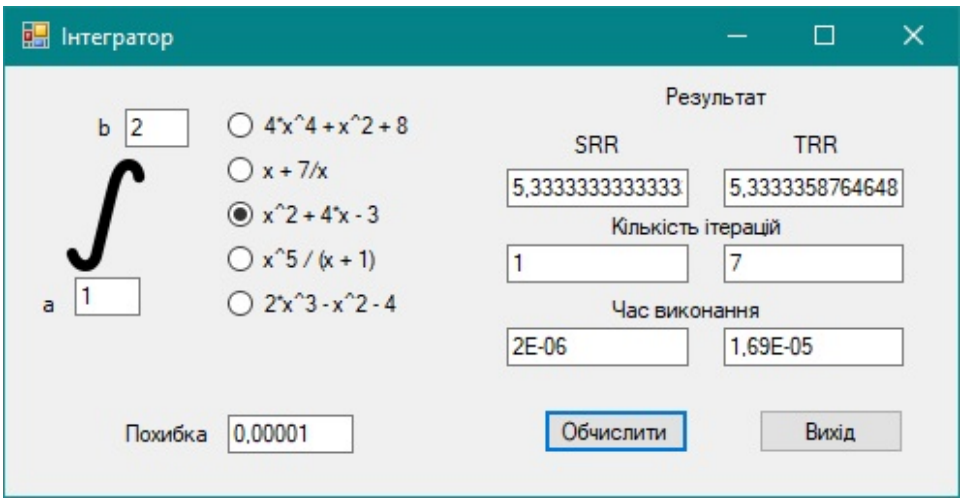

Інтегратор
b 2
a 1
4*x^4 + x^2 + 8
x + 7/x
x^2 + 4*x - 3
x^5 / (x + 1)
2*x^3 - x^2 - 4
Результат
SRR
TRR
3,8778682330728
3,8778683288434
Кількість ітерацій
5
11
Час виконання
5,8E-06
0,0001603
Похибка 0,000001
Обчислити
Вихід


Інтегратор
b 2
a 1
4*x^4 + x^2 + 8
x + 7/x
x^2 + 4*x - 3
x^5 / (x + 1)
2*x^3 - x^2 - 4
Результат
SRR
TRR
5,3333333333333
5,3333334922790
Кількість ітерацій
1
9
Час виконання
1,9E-06
5,63E-05
Похибка 0,000001
Обчислити
Вихід


Інтегратор
b 2
a 1
4*x^4 + x^2 + 8
x + 7/x
x^2 + 4*x - 3
x^5 / (x + 1)
2*x^3 - x^2 - 4
Результат
SRR
TRR
6,3520302769501
6,3520303682277
Кількість ітерацій
5
10
Час виконання
6,1E-06
5,26E-05
Похибка
0,000001
Обчислити
Вихід


Інтегратор
b 2
a 1
4*x^4 + x^2 + 8
x + 7/x
x^2 + 4*x - 3
x^5 / (x + 1)
2*x^3 - x^2 - 4
Результат
SRR
TRR
1,1666666666666
1,1666679382324
Кількість ітерацій
1
9
Час виконання
3,3E-06
7,3E-05
Похибка
0,00001
Обчислити
Вихід


Інтегратор
b 2
a 1
4*x^4 + x^2 + 8
x + 7/x
x^2 + 4*x - 3
x^5 / (x + 1)
2*x^3 - x^2 - 4
Результат
SRR
TRR
5,3333333333333
5,3333358764648
Кількість ітерацій
1
7
Час виконання
2E-06
1,69E-05
Похибка
0,00001
Обчислити
Вихід



Висновки

Встановлено, що основною похибкою чисельного інтегрування є похибка вибраного методу (квадратурної формули). Обчисливши або оцінивши значення залишкового члена квадратурної формули, отримаємо апріорну оцінку похибки квадратурної формули до початку розв’язання задачі.

Малі квадратурні формули чисельного інтегрування використовують фіксовані точки інтервалу інтегрування (кінці та середину) та мають низький порядок точності: 0 – методи правих та лівих прямокутників, 1 – методи середніх прямокутників і трапецій, 3 – метод парабол (Сімпсона). При використанні формул простих квадратур немає можливості керувати точністю обчислень (впливати на величину похибки).

Найбільш поширеними методами збільшення точності (зменшення похибки) чисельного інтегрування є [2, с.86]:

– розбиття інтервалу інтегрування на частини і побудова складених (великих) квадратурних формул;
– підвищення порядку точності квадратур (тобто підвищення степені поліномів, для яких квадратури точні);
– зведення інтегралів від функцій з особливостями до інтегралів від більш гладких функцій.

В другому розділі досліджено методи підвищення точності чисельного інтегрування з апостеріорною оцінкою їх похибок та алгоритми наближеного обчислення визначених інтегралів із заданою точністю. Розглянуто запропонований автором метод чисельного інтегрування з підвищеною та наперед заданою точністю, в якому, на відміну від загальновідомого методу Ромберга, в якості базової формули використовується складена квадратурна формула Сімпсона.

Результати верифікації і тестування комп’ютерної програми підтвердили ефективність запропонованого методу, його теоретичну і практичну цінність та перспективність застосування як в науково-технічних галузях, так і в навчальному процесі.

KAPITEL 5 / CHAPTER 5 [5]
DYNAMIC MEASUREMENT METHODS APPLICATION IN THE CONDUCTIVE CALORIMETRY

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-017

Вступ

Найбільш поширеними приладами для вимірювання теплоти, що виділяється або поглинається у фізико-хімічних процесах є ентальпійні калориметри та кондуктивні калориметри (теплового потоку) [1…8]. У ентальпійних калориметрах енергія, що виділилася у реакційній посудині, передається робочому тілу з відомою теплоємністю, а значення цієї енергії визначають за зміною температури робочого тіла. У кондуктивних приладах реакційна посудина розміщена у калориметричній комірці, яка охоплена перетворювачем, сигнал якого пропорційний до потужності (сумарного теплового потоку), що йде від комірки до зовнішнього блоку-термостату. Значення повної енергії, що виділилася у реакційній посудині визначають інтегруванням сигналу перетворювача. Зазвичай власна стала часу приладів теплового потоку значна менша ніж у ентальпійних і дозволяє досліджувати зміну тепловиділення у досліджуваному процесі, тому іноді калориметри теплового потоку називають «калориметрами-осцилографами», а ентальпійні – «калориметрами-інтеграторами» [2, 8]. В той же час при визначенні енергії, що виділяється у швидкоплинних процесах (згоряння речовин у кисневій атмосфері, імпульс випромінювання лазера, тощо), ентальпійні прилади виявляються більш швидкодіючими, оскільки в них для отримання результату достатньо досягти закінчення передавання енергії робочому тілу, а у калориметрах теплового потоку необхідне завершення процесу передавання енергії крізь перетворювач (батарею термопар) до блоку-термостату [9]. Для підвищення швидкодії калориметрів теплового потоку запропоновано декілька методів, які базуються на припущенні, що після закінчення дії імпульсу тепловиділення, сигнал перетворювача теплового потоку залежить тільки від властивостей самого калориметра. Кальве запропонував [8] так званий балістичний метод вимірювань, відповідно до якого визначають максимальне значення сигналу перетворювача теплового потоку, а загальну енергію імпульсу тепловиділення вважають пропорційною цьому значенню. Більш детальне дослідження цього методу показало, що залежність повної енергії від максимального сигналу може бути нелінійною, а похибка вимірювань має значну випадкову складову [10, 11].

5.1. Сучасні динамічні методи вимірювань імпульсу теплоти.

Запропоновані також методи вимірювань, в яких використовують додатковий електричний нагрівник або інше джерело для створення допоміжного імпульсу енергії, що дозволяє створити такі умови для динаміки теплових процесів, при яких достатньо провести обмежену кількість вимірювань

[5] *Authors: Dekusha Leonid Vasylovych, Ivanov Serhii Oleksandrovych, Vorobiov Leonid Yosypovych*

та розрахувати повну енергію імпульсу [12…14].

Більшість із запропонованих методів базується на використанні залежності зміни температури і теплового потоку у регулярному режимі через деякий інтервал часу після закінчення дії імпульсу тепловиділення. Відомо, що за умови стабільності температури оточуючого середовища і відсутності внутрішніх збурень у тепловій системі, в ній настає регулярний режим першого роду. Ознака регуляризації режиму 1-го роду полягає в тому, що зміна температури в кожній точці системи відбувається по експоненті, однаковій для всіх точок [15].

Так, у [14] для підвищення швидкодії пропонується реакційну посудину (бомбу) з речовиною перегріти відносно робочої температури калориметру, після чого на спаді теплового потоку у зоні регулярного режиму ініціювати досліджуваний процес і одночасно включити інтегратор, виключивши його на тому ж рівні спаду теплового потоку від досліджуваного процесу. На рис. 1 наведена діаграма зміни сигналу теплового потоку *W(t)* у калориметричній комірці.

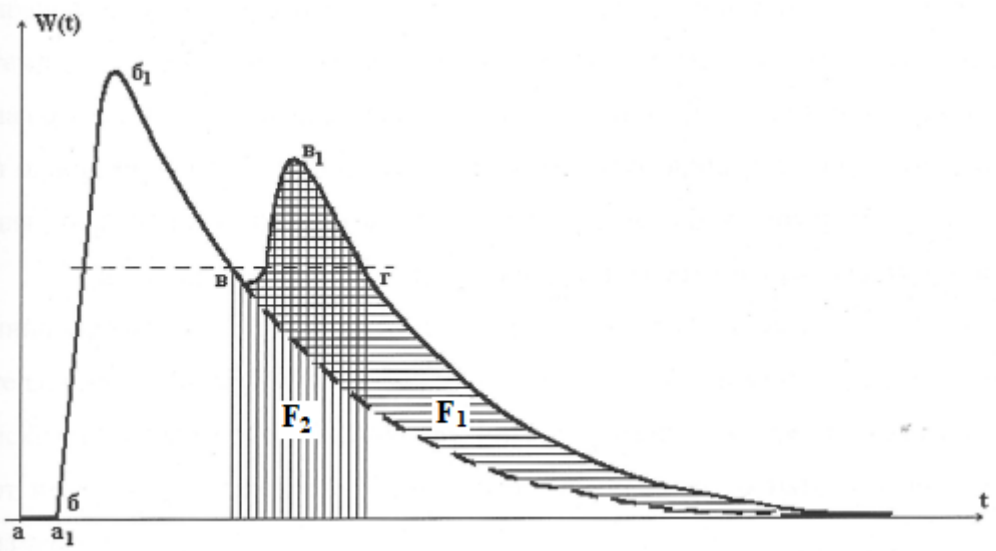


Рисунок 1 - Діаграма зміни сигналу теплового потоку *W(t)* у калориметричній комірці, відповідно до методу [14].

Вихідний стан комірки відображує ділянка діаграми **aa_1** , яка відповідає «нульовому» сигналу калориметра. У момент часу **б** у комірку вводиться реакційна посудина, яка попередньо перегріта на декілька градусів відносно робочої температури калориметру, але температура посудини обов’язкова повинна бути на декілька градусів нижча за температуру ініціалізації досліджуваного процесу.

Ділянка **$бб_1$** відповідає початковій частині перехідного процесу вирівнювання температури комірки та внесеної бомби. Це ділянка нерегулярного режиму, на якій тепловий потік змінюється за складним законом. Починаючи з якогось моменту часу наступає регулярний режим, характерною особливістю якого є експоненційна залежність зміни теплового потоку у часі. Якщо на цій ділянці у точці **в** здійснити ініціацію процесу (підпал зразка), то наступній ділянці **вг** знову буде притаманний нерегулярний режим, а починаючи з точки **г** знову встановлюється регулярний режим. Стала часу обох регулярних режимів

буде однаковою, тому що вона визначається теплофізичними властивостями калориметричної комірки та її вмісту (бомби). Якщо теплові потоки у точках **в** та **г** однакові, то площа F_1, що відповідає теплоті що виділилася у досліджуваному процесі, дорівнює площі F_2, що дає можливість проводити інтегрування лише протягом часу на ділянці **вг.**

Недоліками даного способу є:

- можливість дослідження тільки екзотермічних процесів; ендотермічні не можливо досліджувати, або потрібно попередньо не нагрівати, а охолоджувати реакційну посудину.

- обмеження динамічного діапазону, тому що теплові процеси, у яких регулярний режим у комірці наступає при рівні теплового потоку нижчому за «вимірювальний відлік», тобто початку ділянки інтегрування, не досліджуються. Початкова ділянка кожної шкали є зоною нечутливості.

- тривалість режиму підготовки практично не зменшується, тому що необхідно довести сам калориметр до робочої температури і визначити значення експериментального «нульового» сигналу (ділянка aa_1).

Для усунення деяких з вказаних недоліків, запропонована низка інших динамічних методів вимірювань, які продовжують розвиватися та удосконалюватися [12, 13, 16].

Запропоновано два вдосконалених методи динамічних вимірювань у кондуктивних калориметрах, які засновані на тому, що настання регулярного режиму надійніше контролювати не за рівнем теплового потоку, а за проміжком часу, який пройшов після закінчення дії теплового збурення, що призвело до нерегулярного теплового режиму.

5.2. Динамічний метод із початковим перегрівом реакційної посудини.

Перший із запропонованих методів передбачає початковий перегрів реакційної посудини та ілюструється часовою діаграмою, наведеною на рис. 2. У момент часу **б** у калориметр, розігрітий до робочої температури, вставляють заправлену реакційну посудину, попередньо перегріту на декілька градусів відносно температури термостабілізації калориметру. Одночасно включають таймер. По закінченню заздалегідь визначеного інтервалу часу $t_{рег}$, достатнього для регуляризації теплового процесу, вимірюють та запам'ятовують поточне значення теплового потоку W_0, проводять ініціацію (підпал проби) і починають вимірювання та інтегрування сигналу перетворювача теплового потоку комірки, а також новий відлік часу регуляризації. На другому спаді сигналу перетворювача за точкою $в_1$ вимірювання та інтегрування продовжують до закінчення другого інтервалу регуляризації $t_{рег}$.

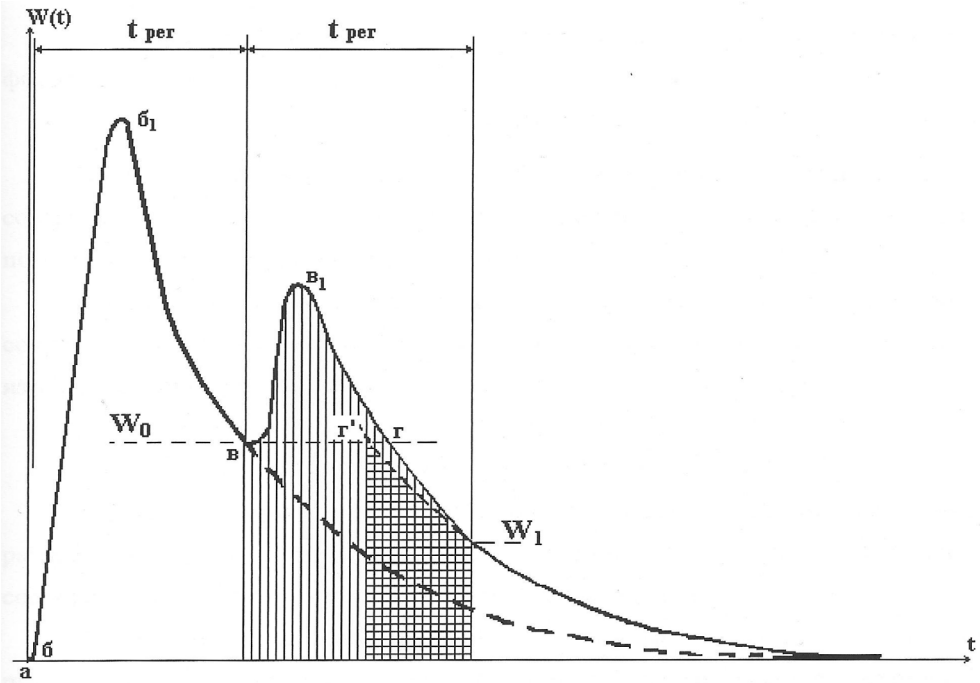


Рисунок 2 - Діаграма зміни сигналу теплового потоку *W(t)* у калориметричній комірці, відповідно до першого запропонованого методу.

При цьому вимірюють і запам’ятовують значення теплового потоку $\mathbf{W_1}$, що відповідає кінцю інтервалу інтегрування. По закінченню інтегрування, буде накоплене сумарне значення енергії $\mathbf{Q_\Sigma}$, що відповідає площі на діаграмі (рис. 2.19) з вертикальним штрихуванням. Площа на діаграмі з горизонтальним штрихуванням обмежена зверху експоненційною кривою, що описує регулярний режим та має уявне значення $\mathbf{W_0}$ у точці **г’.** Ця площа відповідає надлишку енергії, визначеної інтегруванням за різних значень потоку на початку та у кінці інтегрування, і дорівнює $\tau \cdot (W_0 - W_1)$.

Значення енергії , що виділилася у досліджуваному процесі визначають за формулою:

$$Q_П = Q_\Sigma - \tau \cdot (W_0 - W_1) \quad . \qquad (1)$$

У випадку, коли імпульс енергії від досліджуваного процесу перевищує імпульс, утворений внесенням у калориметр перегрітої бомби, вимірювання проводять за тим же алгоритмом, але при цьому $W_1 > W_0$.

Цей перший запропонований динамічний метод вимірювань дозволяє скоротити тривалість вимірювань зі збереженням повного діапазону вимірюваних енергій.

Недоліками цих методів є можливість їх використання лише за умови створення певних додаткових теплових впливів; одноразові вимірювання теплового потоку призводять до збільшення випадкової похибки обчислення кількісті теплоти; нехтування «зміщенням нуля» також викликає похибку вимірювань.

Тому при проведені подальших досліджень була поставлена мета створення динамічного методу вимірювання імпульсу тепловиделення у калориметрі теплового потоку і підвищення точності вимірювань шляхом скорочення режиму

підготовки та багаторазових вимірювань теплового потоку в регулярному режимі з їх подальшою екстраполяцією, що дає можливість зменшити вплив випадкової похибки та врахувати вплив «зміщення нуля» на результат вимірювання.

5.3. Динамічний метод із скороченням режиму підготовки та екстраполяцією регулярних режимів за трьома вимірюваннями.

Основна ідея запропонованого методу [17, 18] проілюстрована часовою діаграмою на рис. 3.

Лінія графіку ABCDEFG демонструє зміну теплового потоку у калориметрі за традиційного інтегрального способу вимірювань. У точці А включають калориметр та розміщають у ньому бомбу (реакційну посудину). Ділянка АВ – характеризує процес розігріву калориметра, тепловий вплив не розігрітої бомби і т.п. Після точки В тепловий стан поступово стабілізується і поблизу точки С процес приймає регулярний характер, а вимірюваний тепловий продовжує зменшуватися до деякого малого значення «зміщення нуля».

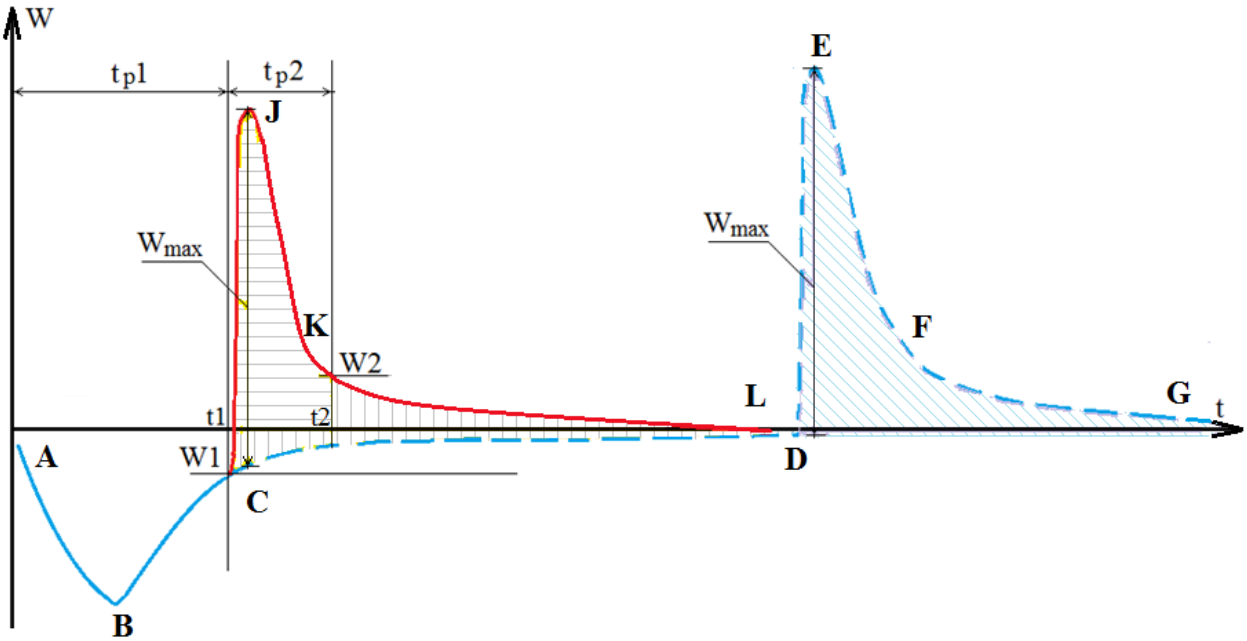


Рисунок 3 - Часова діаграма, що ілюструє основну ідею динамічного методу вимірювань (другий запропонований метод).

Після умовного досягнення стабілізації у точці D проводять підпал проби речовини, тобто ініціацію реакції, після чого тепловий потік швидко збільшується, досягає у точці Е максимального значення, після чого починає зменшуватися. У точці F знову наступає регулярний режим і тепловий потік продовжує зменшуватися за експоненційним законом до точки G, в якій умовно прийнято вважати закінченим тепловий процес. Площа під кривою DEFG, яка позначена на рис. 3 косим штрихуванням, відповідає енергії, що виділилася після ініціації досліджуваного процесу.

Суть запропонованого методу полягає в тому, ініціацію процесу проводять не в стаціонарному тепловому режимі, а поблизу точки С у регулярному режимі після витримки часу t_p1, достатнього для регуляризації режиму після останнього збурення [15]. Якщо би ініціація не відбулася, значення теплового потоку продовжували би змінюватися відповідно до передбачуваної кривої CD. Коли ж ініціація проведена, зміна теплового потоку буде проходити відповідно до кривої CJKL. При цьому енергії, що виділяється у реакції відповідає площі між кривими CJKL та CD, причому відрізки кривих KL та CD є передбачуваними експонентами. Тому частину площі під кривою CJK з горизонтальним штрихуванням визначають прямим вимірюванням та інтегруванням, а частину площі між відрізками кривих KL та CD з вертикальним штрихуванням визначають розрахунковим методом по екстраполяційним рівнянням цих кривих:

$$W_{CD}^{рег} = A1 \cdot exp\frac{-(t-t1)}{\tau 1} + A01 \quad , \quad t \geq t1; \tag{2}$$

$$W_{KL}^{рег} = A2 \cdot exp\frac{-(t-t2)}{\tau 2} + A02 \quad , \quad t \geq t2; \tag{3}$$

де $W_{CD}^{рег}$ і $W_{KL}^{рег}$ - значення теплового потоку у регулярних режимах на кривих CD та KL;

$A1$, $A2$, $A01$, $A02$ - коефіцієнти екстраполяційних функцій;

$\tau 1$, $\tau 2$ - сталі часу.

У більшості реальних випадків сталі часу та «зміщення нуля» до та після проведення досліджуваного процесу не змінюються, тому:

$$\tau 1 = \tau 2 = \tau \; ; \qquad A01 = A02 = A0 .$$

За умови, що значення сталої часу відоме (визначене при налагоджені калориметра), для визначення коефіцієнтів екстраполяційних функцій $A0$, $A1$, $A2$ достатньо трьох вимірювань значень теплового потоку, наприклад, як це показано на рис. 4, двох вимірювань $W1_1$ і $W1_2$ у першому регулярному режимі до ініціації процесу та одного вимірювання $W2_1$ у другому регулярному режимі при повторній регуляризації теплового процесу після ініціації. У цьому випадку коефіцієнти екстраполяційних функцій розраховують за формулами:

$$A0 = \frac{W1_2 - W1_1 \cdot exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right)}{1 - exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right)}; \tag{4}$$

$$A1 = \frac{W1_1 - W1_2}{1 - exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right)}; \qquad A2 = \frac{W1_1 \cdot exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right) - W1_2}{1 - exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right)} + W2 \quad , \tag{5}$$

де $\Delta t = (t_1 - t_0)$ - інтервал часу між вимірюваннями значень теплового потоку $W1_1$ та $W1_2$.

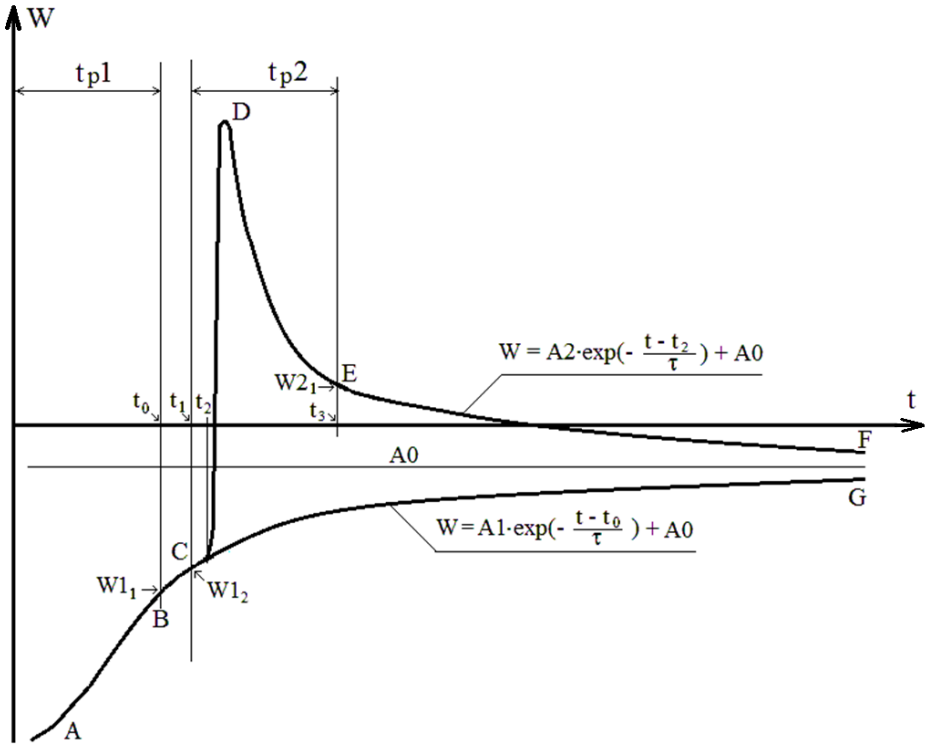


Рисунок 4 - Зміна теплового потоку в калориметрі у часі – визначення коефіцієнтів екстраполяції за трьома вимірюваннями значень теплового потоку.

Вимірювання значень теплового потоку не є абсолютно точним, результат вимірювань містить похибку, яка впливає на точність визначення коефіцієнтів екстраполяційних функцій $A0$, $A1$, $A2$ і, відповідно на точність визначення теплоти, що виділилася у досліджуваному процесі. Крім того на похибку визначення коефіцієнтів екстраполяційних функцій впливає співвідношення між інтервалом часу між вимірюваннями та сталою часу калориметра $\frac{\Delta t}{\tau}$.

Якщо похибки вимірювань значень теплового потоку є незалежними випадковими величинами та мають абсолютне значення до ΔW, то можна розрахувати відношення абсолютної похибки визначення коефіцієнтів екстраполяційних функцій до похибки вимірювання теплового потоку:

$$\left|\frac{\Delta A0}{\Delta W}\right| = \frac{\sqrt{\left[exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right)\right]^2 + 1}}{exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right) - 1}\ ; \qquad \left|\frac{\Delta A1}{\Delta W}\right| = \frac{\sqrt{2}}{exp\left(-\frac{\Delta t}{\tau}\right) - 1}\ . \qquad (6)$$

На рис. 5 представлені графіки значень похибок, розрахованих за (6) в залежності від відношення $\frac{\Delta t}{\tau}$.

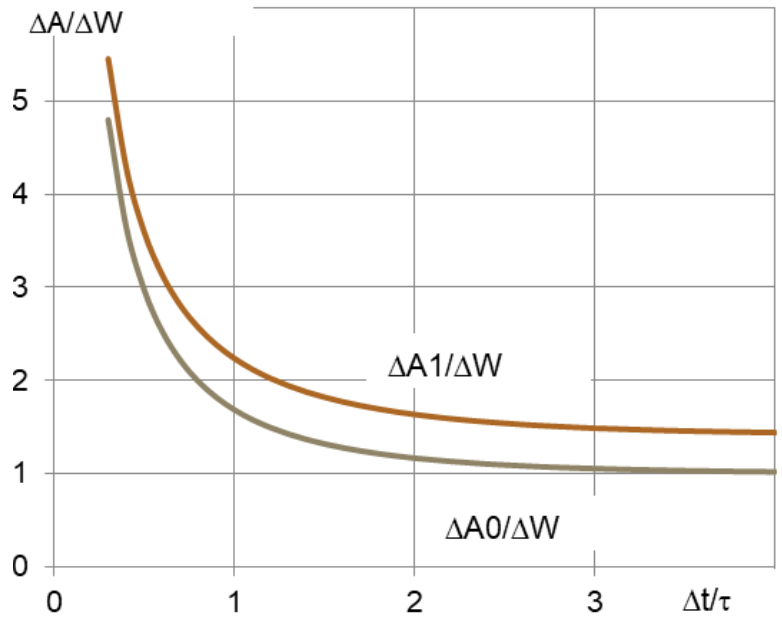


Рисунок 5 - Графіки значень похибок визначення коефіцієнтів екстраполяційної функції в залежності від відношення $\frac{\Delta t}{\tau}$.

Як видно з рис.5 при значеннях відношення $\frac{\Delta t}{\tau} < 1$ значення похибок визначення коефіцієнтів екстраполяційної функції різко зростають і при значенні $\frac{\Delta t}{\tau} \approx 0{,}3$ приблизно у 5 разів перевищують похибку вимірювань теплового потоку.

5.4. Динамічний метод з екстраполяцією регулярних режимів за серіями багаторазових вимірювань.

Враховуючи суттєвий вплив випадкової похибки вимірювання при одноразовому вимірюванні, запропоновано проводити серії вимірювань у регулярних режимах перед ініціацією процесу і після повторного настання регулярного режиму, а за результатами цих серій вимірювань визначати коефіцієнти екстраполяції $A1$, $A2$, $A0$ як коефіцієнти регресії [17, 18].

Розглянемо більш детально послідовність дій при реалізації запропонованого методу динамічних вимірювань. Графік зміни теплового потоку в калориметрі у часі у випадку, коли початкова температура реакційної посудини нижча за робочу температуру калориметра, представлений на рис.6.

На початку експерименту (точка А) реакційну посудину з досліджуваними речовинами розміщують в калориметричній комірці і починають контролювати тепловий потік. По мірі розігріву реакційної посудини, на ділянці графіку АВ тепловий потік зменшується за абсолютним значенням. Витримують калориметр протягом часу регуляризації t_p, після чого він переходить у регулярний режим в точці В у момент t_0 проводять першу серію вимірювань значень теплового потоку $W1_i$ (i=1…N), причому кількість вимірювань N≥20, а проміжок часу між

вимірюваннями - Δt. Якщо ніяк не впливати на тепловий стан калориметра, то надалі тепловий потік буде змінюватися відповідно до пунктирної кривої BCG на рис.6 за законом регулярного режиму $W = A1 \cdot \exp[(t_0 - t)/\tau] + A0$, з асимптотичним наближенням до значення «зміщення нуля» A0.

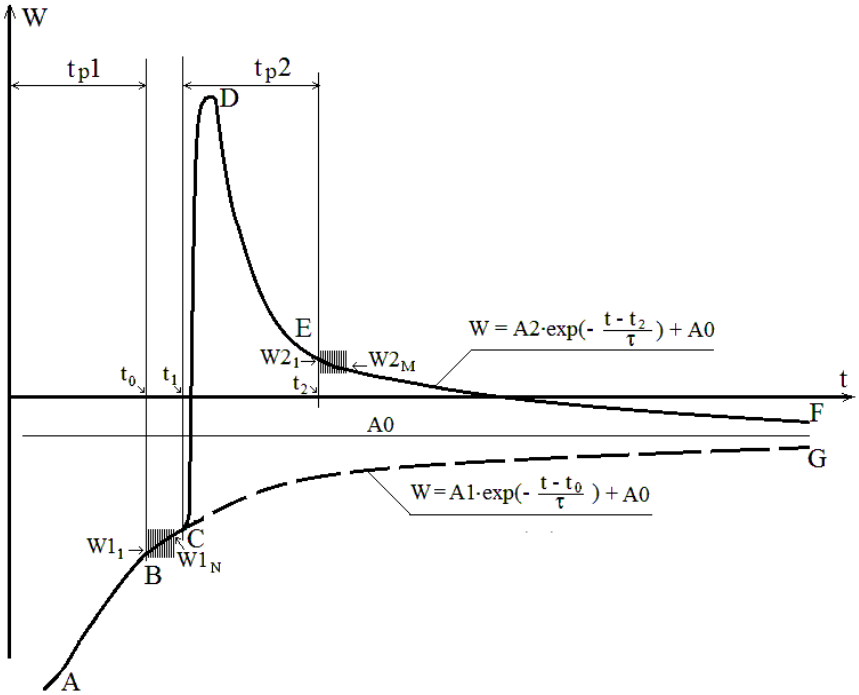


Рисунок 6 - Зміна теплового потоку в калориметрі у часі – визначення коефіцієнтів екстраполяції за серією вимірювань значень теплового потоку (початкова температура реакційної посудини нижча за робочу температуру калориметра).

Після закінчення серії вимірювань у точці C в момент часу t_1 проводять ініціювання досліджуваного процесу і одночасно починають інтегрування теплового потоку *W*. Тепловий потік внаслідок тепловиділення в досліджуваному процесі змінюється відповідно до кривої CDE. Інтегрування теплового потоку проводять впродовж інтервалу часу регуляризації t_p до точки E в момент часу t_2, коли повторно наступає регулярний режим.

Інтегруванням теплового потоку *W*(t) з моменту часу t_1 до t_2 визначають кількість теплоти $Q_1 = \int_{t_1}^{t_2} W(t) \cdot dt$. У повторному регулярному режимі, починаючи з точки E, проводять другу серію вимірювань значень теплового потоку $W2_j$ (j=1…M), причому кількість вимірювань M≥20, а проміжок часу між вимірюваннями - Δt. Після точки E тепловий потік буде змінюватися відповідно до кривої EF на рис.6 за законом регулярного режиму $W = A2 \cdot \exp[(t - t_2)/\tau] + A0$, з асимптотичним наближенням до значення «зміщення нуля» *A*0.

Розраховують повну теплоту, що виділилася в реакційній посудині в результаті досліджуваної реакції, яка відповідає площі між кривими CDEF та CG на рис.6.

$$Q = \int_{t_1}^{\infty} [W_{CDEF}(t) - W_{CG}(t)] \cdot dt = Q_1 + Q_2 \ , \quad (7)$$

$$\text{де } Q_1 = \int_{t_1}^{t_2} W(t) \cdot dt \, , \quad (8)$$

$$Q_2 = \left[A2 - A1 \cdot \exp\left(-\frac{t_1 - t_0}{\tau} \right) \right] \cdot \tau + A0 \cdot (t_2 - t_1) \, , \quad (9)$$

A0, A1, A2 – коефіцієнти екстраполяційних функцій, які розраховують по формулам, отриманим методом найменших квадратів з першої та другої серії вимірювань в регулярних режимах [19, 20]:

$$A0 = \frac{\sum_{i=1}^{N} W1_i \cdot \exp\left(-\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right) \times \sum_{i=1}^{N} \exp\left(-\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right) - \sum_{i=1}^{N} \exp\left(-2\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right) \times \sum_{i=1}^{N} W1_i}{\left[\sum_{i=1}^{N} \exp\left(-\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right) \right]^2 - N \times \sum_{i=1}^{N} \exp\left(-2\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right)} \ , \quad (10)$$

$$A1 = \frac{\sum_{i=1}^{N} W1_i \times \sum_{i=1}^{N} \exp\left(-\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right) - N \times \sum_{i=1}^{N} W1_i \exp\left(-\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right)}{\left[\sum_{i=1}^{N} \exp\left(-\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right) \right]^2 - N \times \sum_{i=1}^{N} \exp\left(-2\frac{i \cdot \Delta t}{\tau} \right)} \ , \quad (11)$$

$$A2 = \frac{\sum_{j=1}^{M} W2_j \times \sum_{j=1}^{M} exp\left(-\frac{j \cdot \Delta t}{\tau} \right) - M \times \sum_{j=1}^{M} W2_j \, exp\left(-\frac{j \cdot \Delta t}{\tau} \right)}{\left[\sum_{j=1}^{M} exp\left(-\frac{j \cdot \Delta t}{\tau} \right) \right]^2 - M \times \sum_{j=1}^{M} exp\left(-2\frac{j \cdot \Delta t}{\tau} \right)} \ , \quad (12)$$

де: $W1_i$ - результати вимірювань теплового потоку перед ініціюванням досліджуваного процесу (i=1, 2,…N);

$W2_j$ - результати вимірювань теплового потоку після повторного установлення регулярного режиму (j=1, 2,…M)

N ≥ 20- кількість вимірювань теплового потоку перед ініціюванням досліджуваного процесу;

M ≥ 20 - кількість вимірювань теплового потоку після повторного установлення регулярного режиму;

Δt - інтервал часу між вимірюваннями;

t_0 - момент початку вимірювань теплового потоку перед ініціюванням досліджуваного процесу;

t_1, t_2 - моменти ініціювання реакції з початком інтегрування і кінця інтегрування;

τ –стала часу калориметра.

Запропонований метод вимірювань здійснюється таким же чином у випадку іншого співвідношення початкової та робочої температури, знаку «зміщення

нуля». Графік зміни теплового потоку в калориметрі у часі у випадку, коли початкова температура реакційної посудини вища за робочу температуру калориметра, а «зміщення нуля» є додатнім представлений на рис.7. У цьому та інших можливих випадках порядок операцій та розрахунків такий же, як і в розглянутому варіанті.

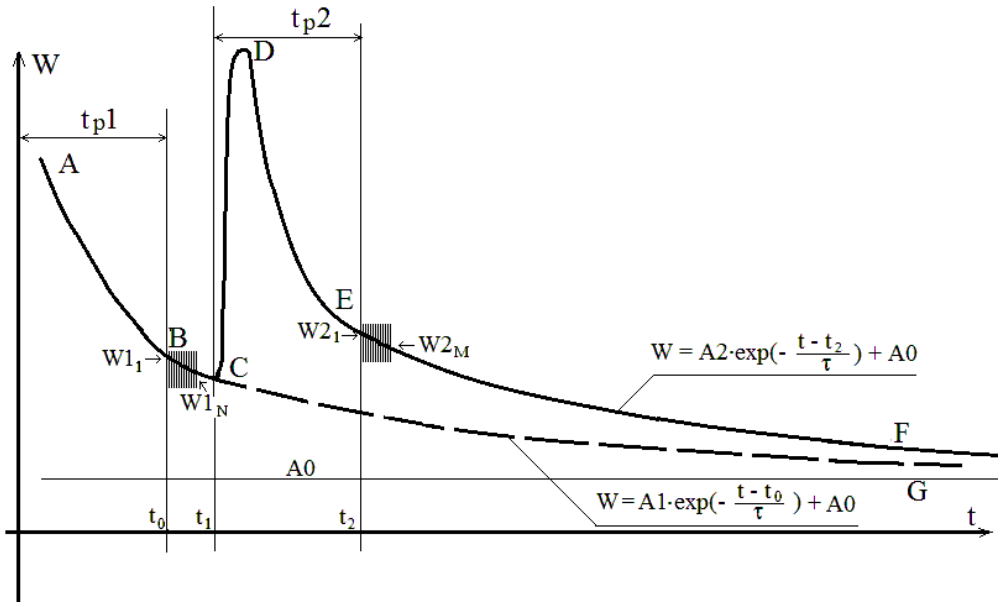


Рисунок 7 - Зміна теплового потоку в калориметрі у часі – визначення коефіцієнтів екстраполяції за серією вимірювань значень теплового потоку (початкова температура реакційної посудини вища за робочу температуру калориметра).

Таким чином, кількість теплоти, що виділилася, визначають як суму двох доданків - результату інтегрування теплового потоку у нерегулярному режимі та інтегралу від екстраполяційних функцій зміни теплового потоку в регулярних режимах.

Для визначення похибок, що виникають внаслідок застосування динамічного методу вимірювань, проведене імітаційне моделювання методом Монте-Карло. При моделюванні встановлені такі параметри калориметричної системи: тривалість встановлення регулярного режиму після закінчення дії збурення – 600 с, стала часу в регулярному режимі – 330 с, відносна випадкова похибка вимірювання теплового потоку у калориметрі має рівномірний розподіл у межах ±0,1 %. Ці та інші застосовані при моделюванні параметри приблизно відповідають характеристикам квазідиференціального бомбового калориметра моделі КТС-4 [21]. При моделюванні варіювалися кількість вимірювань у серії N та M, а також інтервал часу між вимірюваннями Δt. Відповідно варіювалась і тривалість вимірювань та накопичення даних для визначення коефіцієнтів екстраполяційних функцій.

Встановлено, що для бомбового калориметру моделі КТС-4, при вимірюванні теплового потоку з похибкою до 0,1% і тривалості серій вимірювань для визначення коефіцієнтів екстраполяційних функцій 180с, похибка вимірювання значення Q_2 не перевищує 0,27%, а повної енергії Q -

0,034%. Оскільки похибка вимірювання калориметра КТС-4 складає ±0,1%, можна вважати, що запропонований динамічний метод не суттєво підвищить загальну похибку. В той же час зменшення тривалості вимірювань разом із підготовкою є доволі значним, При традиційному інтегральному методі вимірювань у КТС-4 підготовка триває приблизно 80 хвилин, а саме вимірювання 30 хвилин, тобто разом 110 хвилин. За використання запропонованого динамічного методу: підготовка, що включає стабілізацію температурного режиму теплорозсіювального блоку та нерегулярний режим при включенні і встановленні бомби – 25…30 хвилин; регулярний режим з вимірюваннями для розрахунку коефіцієнтів А0 і А1 – 3 хвилини; підпал та інтегрування сигналу для визначення значення Q_1 у нерегулярному режимі – 10 хвилин; регулярний режим з вимірюваннями для розрахунку коефіцієнту А2 – 3 хвилини, тобто загалом 41…46 хвилин. Таким чином, динамічний метод дозволяє скоротити тривалість вимірювань у 2…2,5 рази.

На запропонований динамічний метод вимірювання імпульсу теплоти отримано патент України на винахід [17].

Робота виконана у рамках виконання науково–дослідної відомчої тематики ІТТФ НАН України, тема "Розвиток методів та засобів підвищення екологоенергетичної ефективності в газотурбобудуванні та теплоенергетиці" (шифр 1.7.1.896).

Висновки

Запропоновано два нових динамічних методи вимірювання імпульсу теплоти у кондуктивних калориметрах. Метод динамічного вимірювання імпульсного тепловиділення з екстраполяцією регулярних режимів за серіями багаторазових вимірювань дає можливість зменшити тривалість підготовки та вимірювання у 2…2,5 рази у порівнянні з інтегральним методом.

KAPITEL 6 / CHAPTER 6 [6]
ENSURING THE SAFETY OF TECHNICAL SYSTEMS BY MANAGING TECHNOGENIC RISKS

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-009

Вступ

Стан захищеності життєве важливих інтересів людини, суспільства та держави від надзвичайних ситуацій природного, техногенного та воєнного характеру вивчає теорія безпеки. В контексті реальних подій небезпека може реалізуватися у вигляді прямого або непрямого збитку для об'єкту (предмету) від поступової або раптової дії неконтрольованої енергії, або різко – в результаті відмови системи. Прихована (потенційна) небезпека для людини реалізується у формі травм, які відбуваються при нещасних випадках, аваріях, пожежах; для технічних систем – у формі руйнувань, втрати керованості; для екологічних систем – у вигляді забруднень, втраті видової різноманітності тощо [1, 2].

6.1. Оцінка небезпек технічної системи

Проведення комплексу заходів щодо забезпечення промислової безпеки людини базується на виявленні найбільш слабких елементів будь-якого роду систем, вихід з ладу яких підлягає найбільшому ризику. При цьому саме поняття системи передбачає сукупність елементів, що об'єднані між собою внутрішніми зв'язками, та взаємодіють з навколишнім середовищем за допомогою зовнішніх зв'язків. У зв'язку з цим мати уявлення про якість, переваги і недоліки будь-якої системи можна лише з більшою або меншою мірою ймовірності. Імовірнісна природа параметрів системи є фундаментальною властивістю. На жаль, саме в цій невизначеності параметрів систем і криється основна причина як техногенних, так і природних катастроф. У випадках, коли використовується термін технічна система, мається на увазі, що вона є продуктом певного рівня розвитку техніки. Однак слід пам’ятати, що навіть в автоматичних і тим більше в автоматизованих чи роботизованих системах (комплексах) людина дистанційно обов'язково присутня або на стадії завдання їх програми, або на стадії управління [3].

Крім безпосереднього функціонування, експлуатація технічної системи в процесі її так званого «життєвого циклу» передбачає реалізацію в самих різних поєднаннях таких етапів:

- зберігання (консервація);
- транспортування;
- підготовка до функціонування;
- регламентне технічне обслуговування;
- ремонтне обслуговування;
- підготовка до зберігання (консервації);

[6] *Authors: Mitina Nataliia Borusivna, Tkaliia Olga Ivanivna*

- утилізація, що пов'язана з повним припиненням подальшого існування технічної системи.

З точки зору промислової безпеки будь-яка технічна система володіє двома основними і найбільш важливими для людини станами:

- стан працездатності всіх компонентів системи та забезпечення необхідного її функціонування протягом заданого часу, що характеризується структурною справністю і функціональною спроможністю виконання необхідних дій протягом заданого часу;
- стан непрацездатності (відмови) хоча б одного з компонентів системи або незабезпечення необхідного її функціонування протягом заданого часу, тобто структурно несправна або функціонально нездатна виконувати необхідні функції протягом заданого часу [4].

Функціональну можливість виконання покладених на систему експлуатаційних вимог, її структурної справності зазначені у першому із станів. При цьому як технічна частина системи, так і людина, яка з нею працює, діють протягом заданого часу без відмов або збоїв. Другий стан розпадається на два можливих різновиди: перший має структурну несправність технічної частини системи, тобто наступ так званої відмови системи, під якою в існуючій теорії надійності прийнято розуміти подію, що полягає в повній або частковій втраті системою стану працездатності, що обумовлена непрацездатністю технічної частини системи. Другий різновид непрацездатного стану системи викликаний незабезпеченням виконання технічно справною системою необхідних функцій протягом заданого часу, тобто свого роду функціональною відмовою системи. У більшості випадків такі функціональні відмови (збоїв) обумовлені непрацездатністю (помилками) людини, яка входить до складу ергономічно-технічної системи. Інакше кажучи, "людський фактор" є просто однією з можливих форм відмов системи, в якій технічна частина справна, а людина, що входить до складу такої ергономічно-технічної системи, проявляє в процесі роботи властивості своєї не кваліфікованості, втоми, неуважності, в результаті яких вся система в цілому не забезпечує виконання необхідних функцій протягом заданого часу [5].

Таким чином, небезпеки технічної системи проявляються, з одного боку, у вигляді передбачених її нормальною роботою впливів на людину ординарних ситуацій, з іншого боку, ті ж небезпеки, але значно посилені кількісно і істотно розширені за своїм якісним складом, що супроводжують всі види відмов системи і викликають до існування непередбачені її нормальною роботою неординарні ситуації, які мають небезпечний вплив на людину, особливо непередбачуваних за їх інтенсивністю та появою у часі. Аналіз таких відмов важливий, оскільки викликані ними впливи на людину можуть бути неприпустимими для неї.

6.2. Ідентифікація небезпек і оцінка ризиків

Україна за насиченістю території промисловими об’єктами перевищує розвинені європейські держави, значну частину з них становлять потенційно

небезпечні підприємства, що пов’язані з виробництвом, переробкою та зберіганням сильнодіючих отруйних, вибухонебезпечних і пожежонебезпечних речовин. Криза в економіці, яка супроводжується збільшенням частки застарілих технологій і обладнання, зниженням рівня модернізації та оновлення виробництва підвищує ризик техногенних катастроф. Оцінити ризик можливо через аналіз його походження (виникнення), масштабу в конкретній обстановці. Ситуацію ускладнює недотримання об’єктами правил техногенної безпеки. Тому встановлені критерії, за якими оцінюється ступінь ризику: провадження діяльності на потенційно небезпечних об’єктах, об’єктах підвищеної небезпеки, а також на об’єктах, що мають стратегічне значення для економіки і безпеки держави [6, 7]; об’єктах, віднесених до певної категорії за вибухо та пожежною небезпекою [8]; кількість осіб, які перебувають на об’єкті, умовна висота будинку, надання послуг і виконання робіт протипожежного призначення [1, 9]; площа об’єкта, категорія складності об’єкта будівництва [10]; наявність підземних та/або підвальних поверхів, приміщень, споруд [1, 11]; належність об’єкта до пам’яток архітектури та історії [12]. Відповідно до наведених критеріїв суб’єкти господарювання відносяться до одного з трьох ступенів ризику – високого, середнього або незначного. Усі потенційно небезпечні об’єкти, що функціонують на території держави за ступенем небезпеки та залежно від масштабів виникаючих надзвичайних ситуацій розбиті на п’ять класів небезпеки аварій: 1 - загальнодержавних або транскордонних, 2 – регіональних, 3 – територіальних, 4 – місцевих, 5 – локальних. Така класифікація потенційно небезпечних об’єктів дає змогу при необхідності спрогнозувати можливість виникнення надзвичайних ситуацій на потенційно небезпечних об’єктах та визначити показники ступеня ризику (потенційний ризик, колективний ризик, індивідуальний ризик, ризик нанесення матеріального збитку для населення) у зв'язку з можливими аваріями на потенційно небезпечних об'єктах; небезпеку, до якої призведе надзвичайна ситуація техногенного характеру в загальному ризику надзвичайних ситуацій.

Організація прогнозування техногенних надзвичайних ситуацій здійснюється на основі інформації про всі наявні в регіоні потенційно небезпечні об'єкти. Результати прогнозування надзвичайних ситуацій техногенного характеру враховуються при вирішенні питань: проектування, будівництва, експлуатації і виводу з експлуатації об'єктів, видачі дозволів і ліцензій на види діяльності, пов'язані з підвищеною небезпекою. Наростання окремих видів комплексів потенційних і реальних загроз у техногенній сфері вимагає різкого посилення ролі держави у вирішенні проблем екологічної безпеки з використанням критеріїв ризиків. При цьому все більш очевидною стає необхідність включення ризиків у техногенній сфері в систему стратегічних ризиків України.

Аналіз ризику, обумовленого наявністю джерела шкідливої та небезпечної дії, складається з етапу оцінки ризику, що супроводжується дослідженнями етапу управління ризиком. Управління ризиком – це аналіз ризикової ситуації, розробка і обґрунтування управлінського рішення, нерідко у формі правового акту, спрямованого на мінімізацію ризику. На етапі управління ризиком

аналізують різні альтернативи і вибирають найбільш відповідні управлінню дії. З метою ухвалення остаточного рішення результати оцінки ризику розглядаються з урахуванням інженерних, економічних і політехнічних аспектів. Модель оцінки ризику включає чотири етапи [13]:

1. Ідентифікація або розпізнавання небезпеки, коли визначається, чи випадково який-небудь агент ризику асоціюється з певним впливом на здоров'я і оцінюються кількісні характеристики джерел шкідливих дій.

2. Оцінка дії, визначається експозицією, що характеризує тривалість, частоту і величину дії, до якої схильні або можуть бути схильні індивіди або популяція у присутності агенту ризику.

3. Оцінка «доза-ефект» дає кількісні дані про зміни в середовищі, в організмі людини або популяції під впливом певної кількості агенту ризику. Тобто описує взаємини між дією або отриманою дозою агенту і величиною негативного впливу на здоров'я.

4. Характеристика ризику полягає у взаємному стикуванні і порівнянні даних, які отримані на попередніх стадіях, з метою остаточної оцінки ризику.

Завершальна фаза моделі оцінки ризику одночасно є першою ланкою управління ним. Послідовність оцінки ризику: первинна ідентифікація небезпеки; опис джерела небезпеки і пов'язаного з ним збитку; статичні оцінки і імовірнісний аналіз ризику.

Управління ризиками використовує інформацію про ідентифікацію небезпеки і оцінку ризиків разом з інформацією про технічні ресурси, соціальні, економічні і політичні величини, в цілях здійснення контролю, вибору або ухвалення рішення про заходи, що дозволяють зменшити або прибрати ризик. В результаті здійснюється проектування і реалізація політики і стратегії в сферах, безпосередньо пов'язаних з охороною здоров'я населення.

Основна частина управління ризиком полягає у визначенні шляхів зменшення ризику при заданих обмеженнях на ресурси і час, які моделюються чотирма етапами.

Перший етап пов'язаний з характеристикою ризику, проведення порівняльної характеристики ризиків з метою встановлення пріоритетів. На фазі, що завершує оцінки ризику встановлюється ступінь небезпеки (шкідливості).

Другий етап – визначення прийнятності ризику. Ризик прирівнюється з рядом соціально-економічних чинників: вигода від господарської діяльності; втрати від діяльності; наявність і можливості регулюючих заходів, з метою зменшення негативного впливу на середовище і здоров'я людини. Процес порівняння спирається на метод – витрати-вигоди. У зіставленні не ризикових чинників з ризиковими проявляється суть процесу управління ризиком. Можливі три варіанти рішень, що приймаються: ризик прийнятний повністю; ризик прийнятний частково; ризик неприйнятний повністю. Нині рівень межі ризику, яким нехтують, встановлюється як 1% від максимально допустимого.

Третій етап – визначення пропорції контролю, полягає у виборі однієї з типових мір, що сприяють зменшенню або усуненню ризику.

Четвертий етап – ухвалення регулюючого рішення, відповідно до визначених нормативно-правових актів, що відповідні реалізації тієї типової

міри, яка була встановлена на попередній стадії. Останній етап не тільки завершує процес управління ризиком, а і пов'язує усі його стадії в єдиний процес ухвалення рішень (рис.1).

Рисунок 1 – Взаємозв’язок оцінки та управління ризиком

Отже, цілеспрямоване проведення заходів щодо зниження індивідуальних, групових, популяційних ризиків на основі аналізу ризиків, вибору пріоритетів і економічного обґрунтування заходів при максимально широкому порівнянні їх варіантів включає управління ризиками.

6.3. Заходи регулювання ризиками

Регулювання ризиків включає заходи різного характеру, основні з них технологічного, правового, інформаційного, економічного.

Технологічне регулювання розглянемо, за наявності екологічного ризику. Так, виробництво, що поставляє в середовище шкідливий агент може бути просто закрите, якщо його негативний вплив великий, а нагода модернізації виявляється технічно і економічно безперспективною. Інші методи – це зміна технологічної карти виробництва, впровадження замкнутих технологічних циклів, що забезпечують безвідходне виробництво, організація економічно вигідної переробки відходів, зміна складу початкової сировини т.і. Іноді вимагається доповнити технологічний процес операцією уловлювання, осадження, абсорбування відходів і побічних продуктів виробництва з тим, щоб нейтралізувати вплив шкідливих речовин на організм.

Засоби регулювання ризиками можуть бути зосереджені на створенні умов, при яких людина не потрапить в небезпечну зону, захищена від дії небезпечних факторів застосуванням колективних та індивідуальних засобів захисту:

захисним екраном, одягом, респіратором, тобто здатна довго виконувати певні види робіт під час перебування в небезпечній зоні.

Правове регулювання є рушійною силою управління ризиками, що встановлює адміністративну, фінансову і навіть карну відповідальність за дії, які призводять до збільшення популяційних ризиків. Зокрема, у ряді країн ЄЕС (Європейська економічна спільнота), діяльність підприємств, що спрямована на зниження екологічних ризиків, поліпшення екологічної чистоти виробництва, кінцевої продукції, всіляко заохочується. Причому засоби і об'єми заохочення закріплені відповідними нормативно-правовими актами (рис.2).

ЗАСОБИ ЗАОХОЧЕННЯ ЗА ДІЯЛЬНІСТЬ, ЩО СПРЯМОВАНА НА ЗНИЖЕННЯ ЕКОЛОГІЧНИХ РИЗИКІВ		
зниження ПДВ і податків з продажів	зниження відсоткої ставки з наданих кредитів	пільги при розміщенні реклами в державних ЗМІ

Рисунок 2 – Засоби заохочення підприємств

Інформаційне регулювання є найважливішою і необхіднішою складовою частиною системи управління ризиками, оскільки адекватна інформація дозволяє визначити джерело і величину небезпеки, намітити напрям, в якому слід здійснювати необхідні дії.

Моніторинг є найважливішим джерелом інформації, на підставі якої здійснюється управління ризиками. Завданням моніторингу:

- отримання відповідної домовленості і об'єктивної інформації;
- системний аналіз і оцінка отриманої інформації;
- підготовка умов для розроблення пропозицій з усіх питань забезпечення санітарно-епідеміологічного благополуччя населення.

Економічним методом регулювання ризиків є система страхування ризиків різних видів діяльності від можливих небезпек. Для регулювання техногенної безпеки першорядне значення має вибір методу та інструментарію регулювання. Розрізняють методи прямого та непрямого регулювання. Непрямого регулювання метод заснований на принципі економічного спонукання порушників до підвищення безпеки. Прямого регулювання метод заснований на принципі адміністративно-правового примусу порушників та включає наступні механізми [14]:

- нормативне (технічне) регулювання;
- ліцензування;
- реєстрацію;
- експертизу;
- технічний аудит;
- облік і розслідування нещасних випадків і аварій;

- попередження аварій та готовність аварійно-рятувальних формувань; декларування безпеки небезпечних об’єктів;
- розробку паспортів безпеки об’єктів;
- підготовку та атестацію персоналу;
- нагляд і контроль та ін.

Нормативне регулювання має шляхи здійснення:

- встановлення обов'язкових вимог, добровільних правил, загальних принципів;
- характеристики щодо продукції, процесів (методів) виробництва;
- експлуатації та утилізації;
- робіт або послуг;
- контролю за дотриманням обов'язкових вимог.

Технічне регулювання включає розробку технічних регламентів (Міжнародна організація зі стандартизації (ISO), Європейський комітет зі стандартизації (ЄКС) та ін.), стандартизацію та підтвердження відповідності [15]. Одним із нормативних документів, що встановлює обов’язкові для застосування і дотримання вимоги до об’єктів технічного регулювання (будівель і споруд, процесів і методів виробництв, продукції, експлуатації та утилізації), а також встановлює, в разі необхідності, оцінки відповідності обов’язковим вимогам є технічний регламент.

Практика щодо встановлення правил, загальних принципів, характеристик, розрахованих на багаторазове використання на добровільній основі, що спрямована на досягнення впорядкованості та підвищення конкурентоспроможності в галузі виробництва і використання продукції, виконання робіт і надання послуг обов’язково стандартизується. Підтвердження відповідності результатом якої є документальне посвідчення (у вигляді декларації про відповідність або сертифіката відповідності) того, що процеси (методи) виробництва, продукція, експлуатація та утилізація, роботи та послуги відповідають встановленим вимогам технічних регламентів або положенням стандартів. Формами підтвердження відповідності є сертифікація, ліцензування, декларування відповідності.

Реєстрація небезпечних об’єктів здійснюється у Державному реєстрі небезпечних виробничих об’єктів. Оскільки основним фактором виробництва промислових підприємств є природні ресурси, то важливо організувати виробництво так, щоб для відновлюваних природних ресурсів виконувався основний принцип: норма споживання природних ресурсів не має перевищувати темпів природного відтворення ресурсів. Діяльність людини за останні роки, на жаль, все частіше носить деструктивний вплив на оточуюче середовище. Його наслідок швидше межує із поняттям надзвичайного, тому що характеризується неприпустимо високим рівнем використання основних природних ресурсів, необхідних для життєзабезпечення людини; граничним забрудненням екологічних систем; виснаженням їх відновлювальних можливостей і різким погіршенням здоров’я населення, що створює серйозну загрозу національній безпеці України. Методи для оцінювання техногенних збитків від постійних екологічних порушень, тобто від джерел забруднення, що діють постійно і від

випадкових небезпечних процесів техногенного характеру або від надзвичайних ситуацій [14, 15]. Експертиза промислової безпеки небезпечних виробничих об’єктів дозволяє підвищити ефективність заходів з попередження професійного травматизму та аварій на виробництві. В основі державної експертизи закладені наступні принципи (рис. 3):

Рисунок 3 – Принципи державної експертизи

Експертизі промислової безпеки підлягають:

- проектна документація на будівництво, розширення, реконструкцію, технічну модернізацію, консервацію і ліквідацію небезпечного виробничого об’єкта;
- будівлі та споруди, технічні пристрої, які застосовуються на небезпечному об’єкті;
- декларація промислової безпеки та інші документи, що пов’язані з експлуатацією небезпечного об’єкта. У декларації безпеки представляють оцінку можливості аварії і пов'язаною з нею загрозу для персоналу і населення прилеглих територій; аналіз достатності вжитих заходів з попередження аварій і забезпечення експлуатації об'єкта відповідно до вимог норм і правил промислової безпеки; локалізацію і ліквідацію наслідків аварій на об'єкті, перелік заходів щодо зниження можливих негативних наслідків у разі аварії на об'єкті.

Система заходів щодо усунення або зменшення техногенних збитків промислових підприємств в умовах формування сталої економіки, передбачає: розроблення для промислових підприємств державних цільових програм, що сприятимуть технічному переоснащенню; впровадженню енергоефективних і ресурсозберігаючих технологій; а також маловідходних, безвідходних та екологічно безпечних технологічних процесів. Дієвим буде створення відповідної нормативно-правової законодавчої бази шляхом розроблення та удосконалення чинного законодавства України, відповідно до об’єктивних

потреб оптимальної взаємодії суспільства і природи з урахуванням об’єктивних законів їх розвитку і відображення цих законів у механізмі дії правових норм.

Висновки

У роботі описано, що будь-яка діяльність людини є потенційно небезпечною, тому система управління ризиками використовує інформацію про ідентифікацію потенційної небезпеки і оцінку ризиків разом з інформацією про технічні ресурси, соціальні, економічні величини, в цілях здійснення контролю, вибору або ухвалення рішення про заходи, що дозволяють зменшити або прибрати ризик. Зазначені основні заходи регулювання ризиків технологічного, правового, інформаційного, економічного характеру. Показано, що забезпечення контролю за дотриманням заходів безпеки, оцінки достатності та ефективності заходів щодо попередження та ліквідації надзвичайних ситуацій, експертиза, декларування, впровадження та удосконалення відповідної нормативно-правової законодавчої бази проводиться з метою безпеки небезпечних потенційних об’єктів.

KAPITEL 7 / CHAPTER 7 [7]
RESEARCH OF THEORETICAL AND PRACTICAL ASPECTS OF RECONSTRUCTION OF CONSTRUCTION IN PROGRESS

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-020

Введение

Нестабильность экономики в течение последних нескольких десятилетий привели к тому, что возросла доля объектов незавершенного строительства. Объектом незавершенного строительства является объект капитального строительства, строительство которого не завершено в установленном порядке, при этом степень выполненных работ по созданию этого объекта позволяет его идентифицировать в качестве самостоятельного объекта недвижимого имущества (недвижимой вещи).

Реконструкция объекта недвижимости – это работы, связанные с улучшением технико-экономических показателей недвижимого имущества и повышением эффективности его использования.

К сожалению, количество объектов незавершенного строительства растет с каждым годом, что говорит о неправильном использовании инвестиций на неопределённый период. Анализ развития рынка объектов незавершенного строительства имеет важное значение для всего инвестиционного комплекса страны и соответственно должно иметь теоретическое осмысление и практическую реализацию.

7.1. Определение и содержание процесса реконструкции объектов

Сегодня довольно популярно в нашей жизни и в строительной практике изменение технических, физических и других параметров зданий и сооружений. Причиной таких изменений является, как правило, улучшение жилищных условий или улучшение потребительских качеств самих зданий. Поэтому особенно оживленный интерес вызывает такой вид строительных работ, как реконструкция.

Наиболее удачное понятие реконструкции, по нашему мнению, закреплено в строительных нормах и правилах. Так, согласно СНиП ПМР 11-01-2016 «Состав, порядок разработки и утверждения проектной документации для строительства» под реконструкцией понимается перестройка существующих объектов производственного и гражданского назначения, связанная с усовершенствованием производства, повышением его технико-экономического уровня и качества изготавливаемой продукции, улучшением условий эксплуатации и проживания, качества услуг, изменением основных технико-экономических показателей (количество продукции, мощность, функциональное назначение, геометрические размеры).

Реконструкция зданий и сооружений – это возрождающий /

[7] *Authors: Rosseikin Igor Nikolaevich*

восстанавливающий здание строительный процесс до первоначального его вида, который был утрачен в результате длительной эксплуатации и внешних природных факторов или изменением производственного процесса (перепрофилирования производства), согласно техническим условиям / потребностям. На время реконструкции обычно объект подлежит полной изоляции и прекращает свою деятельность при выполнении ремонтных работ. Реконструкция может быть как частичная, так и полная. Частичная – восстанавливается отдельный элемент здания (ферма, перегородки, фундаменты, балки), полная – от основания фундамента до крыши.

По мнению В. Стрембельева, реконструкцию можно рассматривать в двух ипостасях: во-первых, как изменение параметров объекта капитального строительства и, во-вторых, как комплекс строительных работ и организационно-технические мероприятия [1, с. 45].

Следовательно, реконструированные объекты – объекты, созданные в результате преобразования ранее существовавших объектов недвижимости, которые привели к возникновению качественно нового объекта недвижимого имущества.

Реконструкция так же, как и новое строительство, относится к разновидности градостроительной деятельности и направлена на изменение параметров объекта капитального строительства, поэтому безусловно осуществляется на основании утвержденной и согласованной в установленном законом порядке проектно-сметной документации, в обязательном соответствии градостроительной документации, государственным строительным нормам и правилам стройки.

Основным отличием реконструкции является изменение и модернизация конструкций зданий (сооружений), улучшение их планирования, сопровождающиеся изменением строительных габаритов объекта, что отсутствует при осуществлении капитального и текущего ремонта.

Обязательным для выполнения реконструкции является проведение технического обследования, в котором будут указаны дефекты, разрушения и предоставлен вывод о возможности дальнейшей эксплуатации здания. Также именно в техническом обследовании отмечается, какие именно элементы следует восстановить/заменить в процессе реконструкции. Результат обследования представляется посредством проектной документации, которая должна быть согласована в разрешительных инстанциях, по процедуре как новое строительство.

Анализ нормативно-правовых актов позволяет заключить, что разрешение на строительство не требуется, если работы по созданию и реконструкции объекта недвижимости не затрагивают конструктивных и других характеристик надежности и безопасности строений, а затем лишают возведенный или перестроенный объект недвижимости признаков незавершенного строительства. Также не требуется разрешение на реконструкцию объекта недвижимого имущества, если строительные работы не влекут за собой изменение внешнего архитектурного вида застройки города или другого поселения или их отдельных объектов.

Следовательно, строительство нового объекта недвижимости или преобразование уже существующего должно осуществляться в соответствии с порядком, установленным градостроительной документацией и действующим законодательством, в противном случае такие новые или реконструированные объекты недвижимости будут признаваться самочинными, а значит и незавершенным строительством.

7.2. Сущность реконструкции объектов незавершенного строительства

Объект недвижимости существует в совокупности экономических, социально-правовых и материальных свойств, причем каждое из них может выступать в качестве базового в зависимости от обстоятельств. Недвижимость рассматривается так же, как действенный объект инвестирования и надежный инструмент дохода. Основные элементы недвижимости, такие как стоимость и цена возникают из его полезности и способности удовлетворять различные потребности. За счет собственников недвижимости, за счет налогов формируются бюджеты и реализуются социальные программы классифицируют объекты недвижимости по ряду признаков, так по уровню готовности к эксплуатации недвижимость делится на следующие группы (рис. 1):

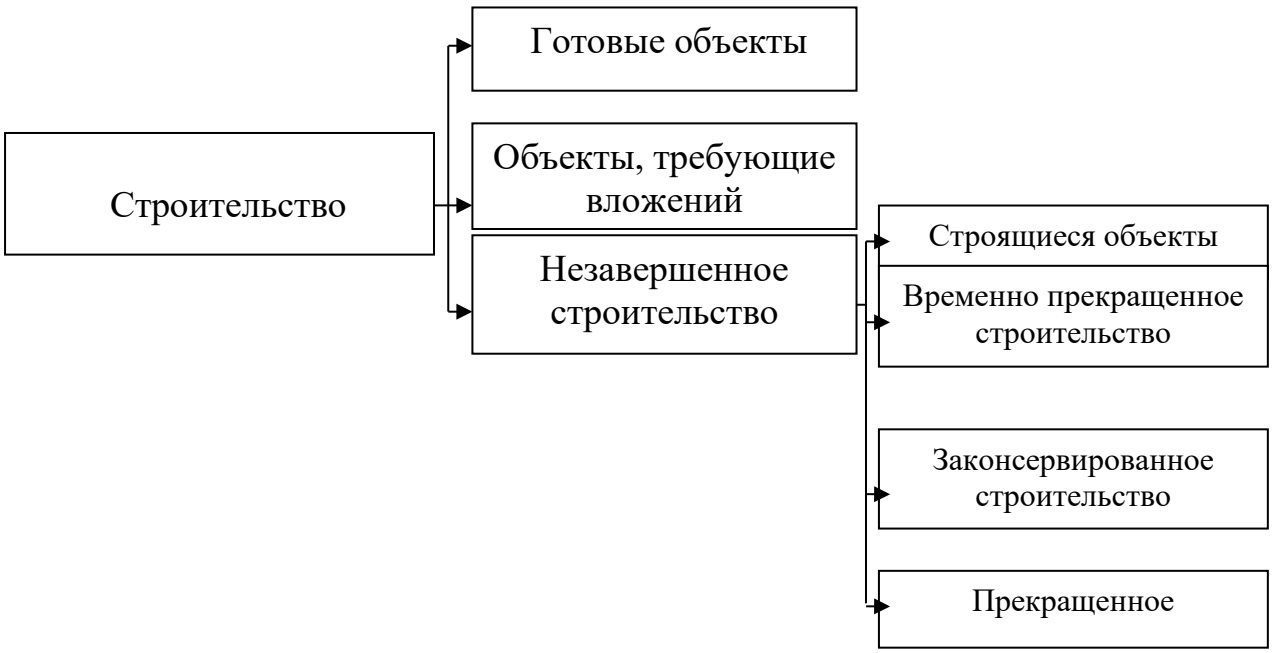


Рисунок 1 Классификация объектов строительства

Готовые объекты недвижимости (введенные в эксплуатацию); требующие вложений, такие как капитальный ремонт, реконструкция; незавершенное строительство.

Предмет нашего исследования – незавершенное строительство, как объект, не введенный в эксплуатацию. Если рассмотреть незавершенное строительство в денежном эквиваленте, как освоения инвестиционных вложений, но незаконченным и не введенным в эксплуатацию объектам на определенную дату.

Объект незавершенного строительства – объект недвижимости, на который отсутствует акт государственной приемки, при условии, что для строительства данного объекта в установленном порядке получено разрешение и отведен земельный участок, и в отношении которого производятся (или временно приостановлены) строительные работы [2, с.8].

Незавершенное строительство – это те объекты, по которым не оформлены документы о приемке объекта в эксплуатацию. Классифицируют незавершенное строительство следующим образом – это объекты, на которых ведутся работы, и объекты незавершенного строительства, где работы прекращены. Существуют следующие виды прекращения работ на объекте: консервацию и полное прекращение строительства.

При консервации указывается срок, на который временно прекращается строительство, условия при которых производится консервации, а также указывается наименование организации, которая готовит объект незавершенного строительства к консервации, обеспечивает сохранность стройки и выполненных работ.

Незавершенное строительство делятся на следующие группы [3]:

- строящиеся объекты;
- временно прекращенное незавершенное строительство;
- законсервированное незавершенное строительство;
- прекращенное.

К сожалению, количество объектов незавершенного строительства растет с каждым годом, что говорит о неправильном использовании инвестиций на неопределённый период. Анализ развития рынка объектов незавершенного строительства имеет важное значение для всего инвестиционного комплекса страны и соответственно должно иметь теоретическое осмысление.

В экономической литературе до сих пор отсутствует общепринятое определение понятия «незавершенное строительство» независимо от объекта назначения. На основе анализа отечественных и некоторых зарубежных литературных источников объекты незавершенного строительства можно объединить в три группы:

Непосредственно объекты незавершенного строительства. В зависимости от степени готовности этих объектов: от частично открытого котлована до смонтированного здания. Реконструкция объектов или объекты, требующие капитального ремонта. Прекращено незавершенное строительство.

Рассмотрим и проанализируем определения ведущих, ученных в данной отрасли.

«Незавершенное строительство» – это сумма незавершенных капитальных вложений. К ним относятся не оформленные актами приемки-передачи основных средств и иными документами (включая документы, подтверждающие государственную регистрацию объектов недвижимости в установленных законодательством случаях) затраты на строительно-монтажные работы, приобретение зданий, оборудования, транспортных средств, инструмента, инвентаря, иных материальных объектов длительного пользования, прочие капитальные работы и затраты (проектно-изыскательские, геологоразведочные и

буровые работы, затраты по отводу земельных участков и переселению в связи со строительством, на подготовку кадров для вновь строящихся организаций и другие).

Незавершенное строительство или производство можно рассматривать как неудачную реализацию инвестиционных проектов, когда конкретные инвесторы, склонные к повышенным рискам, в условиях неблагоприятного инвестиционного климата не смогли достичь поставленных целей. Чтобы вернуть хотя бы часть вложенных средств, многие из них готовы отказаться от начатых проектов и реализовать объекты незавершенного строительства на открытом рынке более предприимчивым собственникам [4].

Незавершенное строительство – затраты застройщика по возведению объектов строительства с начала строительства до ввода объектов в эксплуатацию [5].

Объектом незавершенного строительства является объект капитального строительства, строительство которого не завершено в установленном порядке, при этом степень выполненных работ по созданию этого объекта позволяет его идентифицировать в качестве самостоятельного объекта недвижимого имущества (недвижимой вещи).

Следующие признаки, которые классифицируют объект незавершенного строительства:

- незавершенное строительство, были затраты на разработку проектно-сметной документации, но строительных работ не было (полный отказ от строительства);
- незавершенное строительство, где строительство было начато, но не завершено;
- незавершенное строительство, где временно прекращено, возможно законсервировано;
- готовые к эксплуатации объекты, но по которым акт приемки не утвержден;
- незавершенные объекты, которые реставрируются либо капитально ремонтируются.

Активы организации, имеющие физическую и денежную форму вовлекаемые в строительство объектов, представляет собой незавершенное строительство. Содержание накопленных затрат, которые входят в состав объектов незавершенного строительства не отличается от затрат, входящих в завершенный строительный объект. Согласно международным стандартам финансовой отчетности, затраты, включаемые в состав незавершенного строительства – это МСФО 11, 16, 23, 40 [6]. По строящимся объектам для выделения информации о затратах предложены форматы сводок затрат в разрезе объектов производственного назначения с выделением согласно локальным сметам накладных расходов [7].

Сложным вопросом в теоретическом плане остается понятие объекта незавершенного строительства после реконструкции. На законодательном уровне такого понятия не существует. В градостроительном кодексе говорится,

что объект незавершенного строительства после реконструкции является объектом капитального строительства.

По своей сути, объект незавершенного строительства после реконструкции – это объект, которого еще не существует. Однако, он уже прошел реконструкцию для того, чтобы претендовать на право являться недвижимым имуществом после реконструкции, которое подлежит государственной регистрации в качестве вновь созданного объекта капитального строительства.

7.3. Этапы реконструкции объектов незавершенного строительства

На основании методики, применяемой в реконструкции зданий и сооружений, можно сделать вывод, что процесс во многом схож с процедурой домостроения с нуля. Этапы работ по реконструкции зданий:

- процедура исследования используемого земельного участка, оценка надежности, измерение размеров сооружения;
- составление проектного решения – проект реконструкции здания;
- получение разрешительных документов на проведение реконструкции, реставрации, застройки – разрешение на реконструкцию здания;
- выполнение строительных работ, облагораживание территории, внешняя отделка и прочее;
- ввод объекта после реконструкции в эксплуатацию.

Строительство и реконструкция зданий и сооружений – комплекс мероприятий:

- усиление несущих конструкций;
- улучшение несущей способности имеющегося фундамента;
- стяжка фасадных трещин;
- смена инженерных систем;
- переоборудование и улучшение полезного пространства;
- замена кровли;
- смена этажности.

Выводы

Объекты незавершенного строительства являются результатом строительной деятельности, которые создаются в определенных целях. Более того, фактически это здания и сооружения, созданные или создаваемые в предусмотренном законом порядке, строительство которых незавершено или осуществляется без надлежащей проектно-разрешительной документации и с нарушением строительных норм и правил. Однако ставить знак равенства между зданиями, сооружениями и объектами незавершенного нельзя.

Здания и сооружения имеют собственное предназначение: так, здания предназначены для постоянного нахождения в них людей, для проживания или

осуществления какой-либо деятельности, тогда как постройки служат техническим целям. Объектам незавершенного строительства не свойственна ни одна из приведенных целей назначения, единственной возможной является завершение строительства и принятие объекта в эксплуатацию. То есть об указанных объектах можно говорить только в контексте планируемой цели использования и спроектированных характеристик объекта недвижимости.

Учитывая это, объекты незавершенного строительства юридически представляют собой объекты строительства или строение. Указанное утверждение вытекает из их природных особенностей: во-первых, в качестве основной их специфики выступает отсутствие ввода объекта строительства в эксплуатацию, а во-вторых, прежде всего объекты строительства (будь то здание или сооружение), которые появятся только в будущем.

KAPITEL 8 / CHAPTER 8 [8]

INFLUENCE OF CYLINDRICAL ROTOR ECCENTRICITY RELATING TO STATOR ON HYDRAULIC LOSSES IN AQUEOUS DITALAN SOLUTIONS

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-002

Introduction

Proposed mixer (Fig. 1) [1] for the preparation of emulsions, etc. has the following advantages: increasing mixing intensity in the volume of liquid and smooth regulation of flow velocities in its wide range.

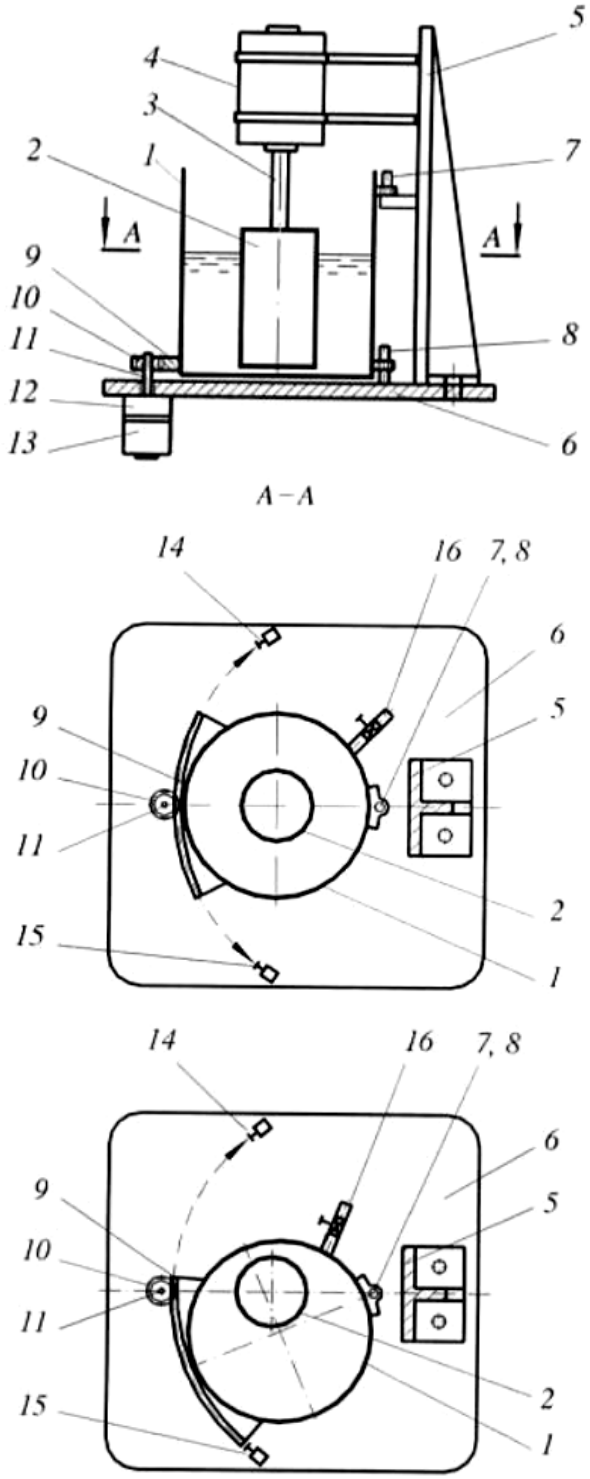


Figure 1. Scheme of the mixer with coaxial and non-coaxial arrangement of the inner cylinder and cylindrical container: 1 – cylindrical container-stator; 2 – inner cylinder-rotor; 3 – drive shaft; 4 – electric motor; 5 – riser; 6 – plate 7, 8 – suspension; 9 – part of the gear sector; 10 – gear wheel; 11 – shaft; 12 – reducer; 13 – reverse electric motor; 14, 15 – winding pole limit switches; 16 – outlet pipeline.

8.1. Literature review.

Based on the analysis of literature sources, a scheme of preparation and introduction of solutions of hydrodynamically active polymers (HAP) into the pipeline to change the pressure in it is proposed (Fig. 2). Such substances, in particular, include micelle-forming of surface-active agents (surfactants).

[8] *Authors: Matlai Ivan Ivanovich, Orel Vadym Ihorovych, Pitsyshyn Bogdan Stepanovich, Popadyuk Igor Yuriyovych*

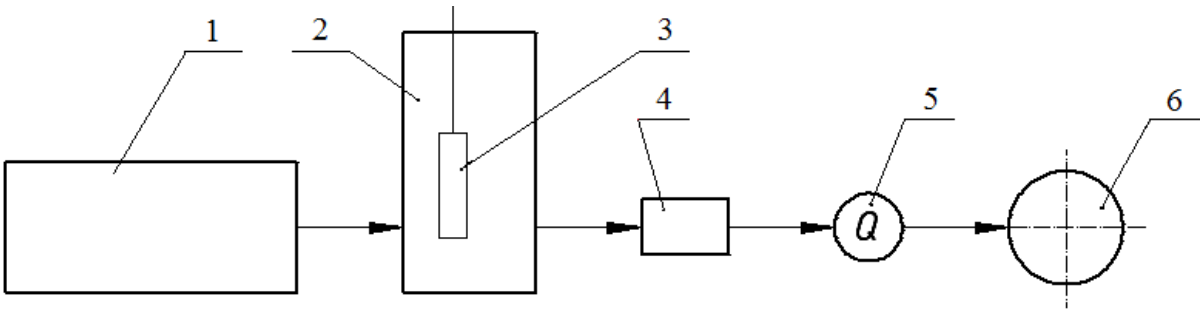


Figure 2. Scheme of preparation and introduction of HAP solutions into the pipeline: 1 – tank for preparation of HAP; 2 – cylindrical container-stator; 3 – inner cylinder-rotor; 4 – pump; 5 – flow meter; 6 – pipeline

The effectiveness of the use of micellar surfactants in pressure pipelines and in closed hydraulic systems is associated with its reverse mechanical destruction. Thus, the optimal concentrations of the composition "Ditalan OTS + NaCl" to reduce the hydraulic resistance of turbulent friction are (0.6…2.4)% + 3% by weight [4, p. 106; 9]. Here, sodium chloride NaCl is a substance that promotes micelle formation (micellar agent). However, aqueous solutions of ditalan OTS can degrade, which can be stopped by adding hydroquinone to the solution [4, p. 39]. Ditalan OTS is ineffective at temperatures above 80 °C, however, at low temperatures retains high hydrodynamic efficiency [4, p. 114].

The advantage of studying the micelle-forming surfactants (MFS) flow between the cylinders is its much smaller geometry compared to the geometry of test facilities such as wind tunnels, water and oil channels, or the flow in the pipes [2].

The hydrodynamic efficiency of MFS significantly depends on its concentration and the structure of the hydrocarbon radical of the surfactant molecule [4, p. 97].

Thus, when the outer cylinder rotates in a gap with a relative width $b_k/r_o = 0.028$ between coaxial cylinders, a decrease of the moment of resistance for an aqueous solution of ditalan OTS with a concentration of 1.2% in a 3% aqueous solution of NaCl begins to appear at the values of the Reynolds number Re = 6000 [4, p. 96]. According to the research results [3], the relative decrease in the hydraulic resistance of the stator in ditalan OTS solutions at the values of the Reynolds number Re = 29000 can reach 59% (Fig. 3).

At the ratio d/D = 0.52 (Table 1) for the investigated range of the Taylor criterion Ta = 15000…150000, the average shear stresses τ on the wall of the rotor, which rotated in water and aqueous solutions of ditalan OTS with mass concentrations of 1% and 8% in 3 % aqueous solution of NaCl, with increasing value of Ta first decrease, then pass a minimum, and then increase. An increase in the eccentricity e (Fig. 4) and the concentration of an aqueous solution of ditalan shift the minimum point of the dependence $\tau = f(Ta)$ toward lower and higher values of Ta, respectively. Large values of τ correspond to lower values of concentrations and higher values of eccentricity. For the studied range of the Reynolds number Re = 60000…260000, the friction coefficient C_f decreases with increasing Re both for water and ditalan solutions. At fixed identical values of Re, an increase in the eccentricity and concentration of the ditalan solution leads to an increase and decrease in the values of C_f, respectively [5].

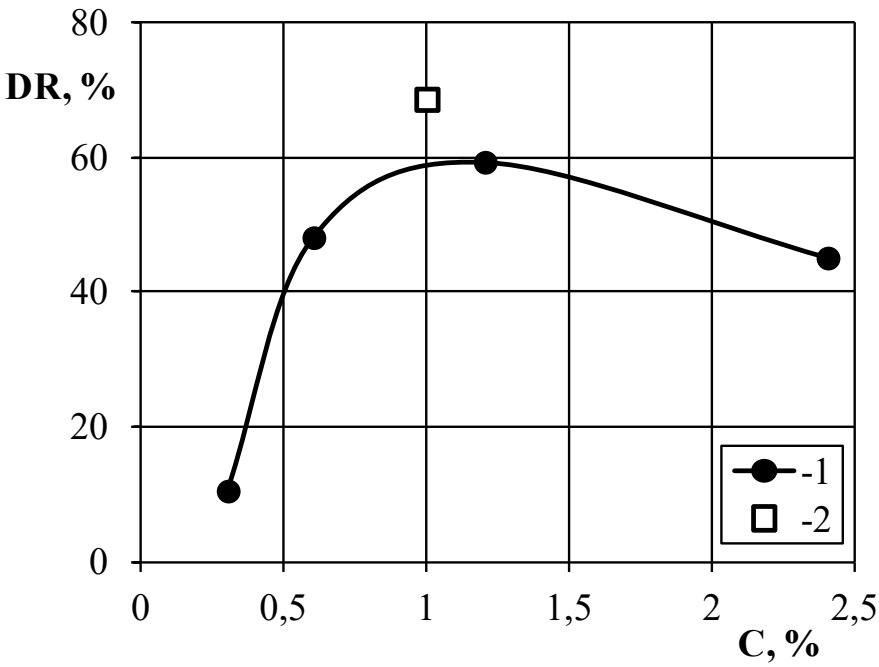


Figure 3. The relative decrease in the hydraulic resistance of the stator (1) and rotor (2) at its concentric arrangement in aqueous solutions of dithalan OTS at Re = 29000: b_c/r_o = 0.028 (1); b_c/r_o = 0.634 (2)

Table 1. The studied parameters of the mixer and ditalan

	Diameters, mm		The ratio d/D	Ditalan concentration, %	Source
	Stator D	Rotor d			
1.	142	112.9	0.80	1.0; 8.0	[5]
2.		73.5	0.52		[6]

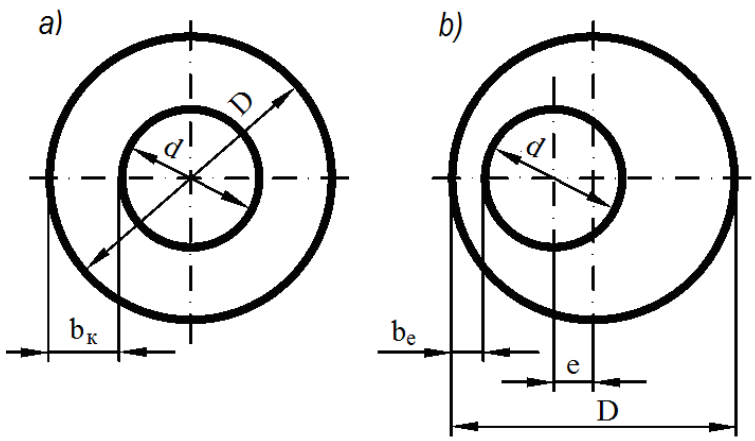


Figure 4. Concentric (a) and eccentric (b) arrangement of the rotor and stator

Instead, at the ratio d/D = 0.52 (Table 1), the value of the relative change of the friction coefficient DR increases to the values of the relative width of the confuser-diffuser gap b_e/b_k = 0.7, forming a maximum, then decreases to the values of the relative width b_e/b_k = 0.03. In this case, an increase in hydrodynamic resistance occurs [6].

8.2. Experimental research

8.2.1. Experimental stand

A detailed description of the experimental stand is given in the paper [7]. The stator placed relative to the rotor with the possibility of radial reciprocating motion (Fig. 4). In this case, the initial annular gap between the rotor and the stator b_k changed into a closed confusing-diffuser gap b_e with the formation of eccentricity e by changing the position of the stator. The surfaces of the rotor and stator were smooth.

In this study, the diameters of the stator and rotor were D = 142 mm and d = 52 mm, respectively (Table 2) and the height of the rotor was equal to H = 153 mm.

Table 2. The value of the relative width of the gap between the rotor and stator

Diameters, mm		The ratio d/D	Eccentricity e, mm	Relative width of the gap	
Stator D	Rotor d			b_e/b_k	b/r_o
142	52	0.37	0	1.000	0.634
			10	0.778	0.493
			20	0.556	0.352
			30	0.333	0.211

8.2.2. Working fluid selection

The studies were carried out for the flow of water and aqueous solutions of ditalan (Ditalan OTS-45) with mass concentrations of 1 and 8%. To thicken ditalan solutions, NaCl was added to its in an amount of 3% by weight of the solution. Also, to stabilize ditalan solutions, 0.2% by weight of sodium bicarbonate solution $NaHCO_3$ was added to its. Stabilization is necessary to prevent loss of hydrodynamic activity. The temperature of the studied solutions was in the range of 25.5...30.0 °C.

8.2.3. Calculation formulas

The coefficient of friction in the gap between the rotor and the stator was determined by the formula [10]:

$$C_f = \frac{G}{Re^2}, \tag{1}$$

where G – dimensionless torque on the inner cylinder in the gap between the rotor and the stator [10]:

$$G = \frac{M}{H \cdot \rho \cdot \nu^2}, \tag{2}$$

where M – torque acting on the rotor:

$$M = \frac{N \cdot 60}{\Omega}, \tag{3}$$

where N – power consumption of the electric motor:

$$N = I \cdot U, \tag{4}$$

where I – current strength; U – voltage; Ω – angular speed of rotation of the rotor:

$$\Omega = 2\pi \cdot n, \tag{5}$$

where n – number of rotor revolutions; ρ – specific mass of water; ν – kinematic viscosity of water; Re – Reynolds number [10]:

$$Re = \frac{\Omega \cdot r \cdot b}{\nu}, \quad (6)$$

where r – radius of the rotor, r = d/2; b – width of the confuser-diffuser gap between the rotor and the stator:

$$b = (r_o - r) - e, \quad (7)$$

where r_o – radius of the stator, $r_o = D/2$; e – eccentricity. And $b = b_k$ at e = 0 (Fig. 4, a), and $b = b_e$ at $e \neq 0$ (Fig. 4, b).

Taylor criterion was determined by the formula [4]:

$$Ta = \frac{V \cdot b}{\nu} \cdot \sqrt{\frac{b}{r}}. \quad (8)$$

Relative change of the friction coefficient (resistance moment coefficient) was determined as:

$$DR = 1 - \frac{C_{f,s}}{C_{f,w}}, \quad (9)$$

where $C_{f,w}$ – coefficient of friction in the gap between the rotor and the stator for the flow of water; $C_{f,s}$ – the same for the flow of aqueous solutions of ditalan.

8.2.4. Results and discussion

For the flow of water in the gap between the rotor and the stator (Fig. 5), the experimental points asymptotically approach the values described by the formula for a hydraulically smooth rotor [8]:

$$\frac{1}{\sqrt{C_f}} = 1{,}10 \log_{10}\left(Re_i \sqrt{(C_f)}\right) + 0{,}81. \quad (10)$$

The friction coefficient C_f decreases with increasing value of Re and the concentration of ditalan aqueous solutions and increases with increasing eccentricity. This behavior is qualitatively the same as the experiments at the ratio d/D = 0.52.

At concentric rotation of the rotor with the ratio $b_k/r_o = 0.634$ in a solution of ditalan with a concentration of 1%, the value of the relative reduction of the friction coefficient is greater than in experiments [3] (Fig. 3), apparently due to the greater width of the gap.

The friction coefficient C_f decreases with increasing criterion Ta and increases with increasing eccentricity (Fig. 6 and Fig. 7) for water and ditalan solutions. This coincides with previous studies with larger rotor diameters.

The value of the relative friction coefficient $C_{f,s}/C_{f,w}$ at the value of the Taylor criterion Ta = 164000 decreases with an increase in the ratio b_e/b_k for both studied ditalan concentrations (Fig. 8).

The decrease in hydraulic resistance is observed only in the concentric arrangement of the rotor, when the ratio $b_e/b_k = 1.0$, which corresponds to the value of $C_{f,s}/C_{f,w} < 1.0$; for other values of b_e/b_k an increase in resistance was observed.

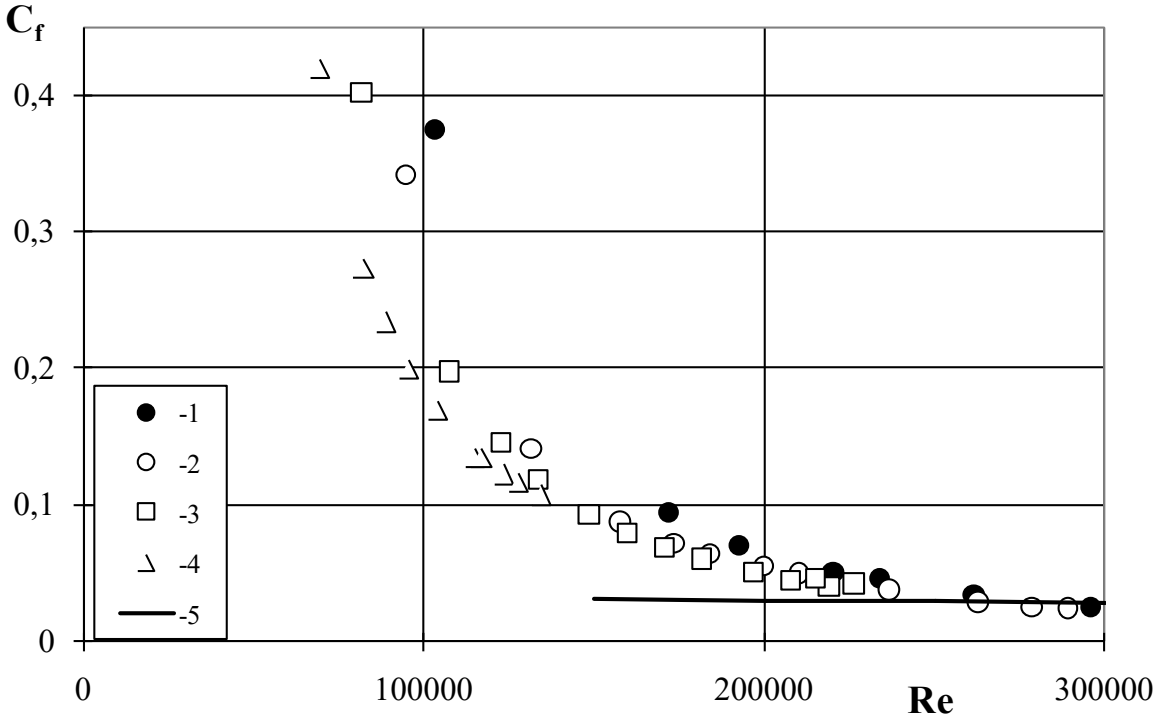


Figure 5. Dependence of the friction coefficient on the Reynolds number on the wall of the rotor for water at eccentricity e, mm: 0 (1); 10 (2); 20 (3); 30 (4); formula (10) – (5)

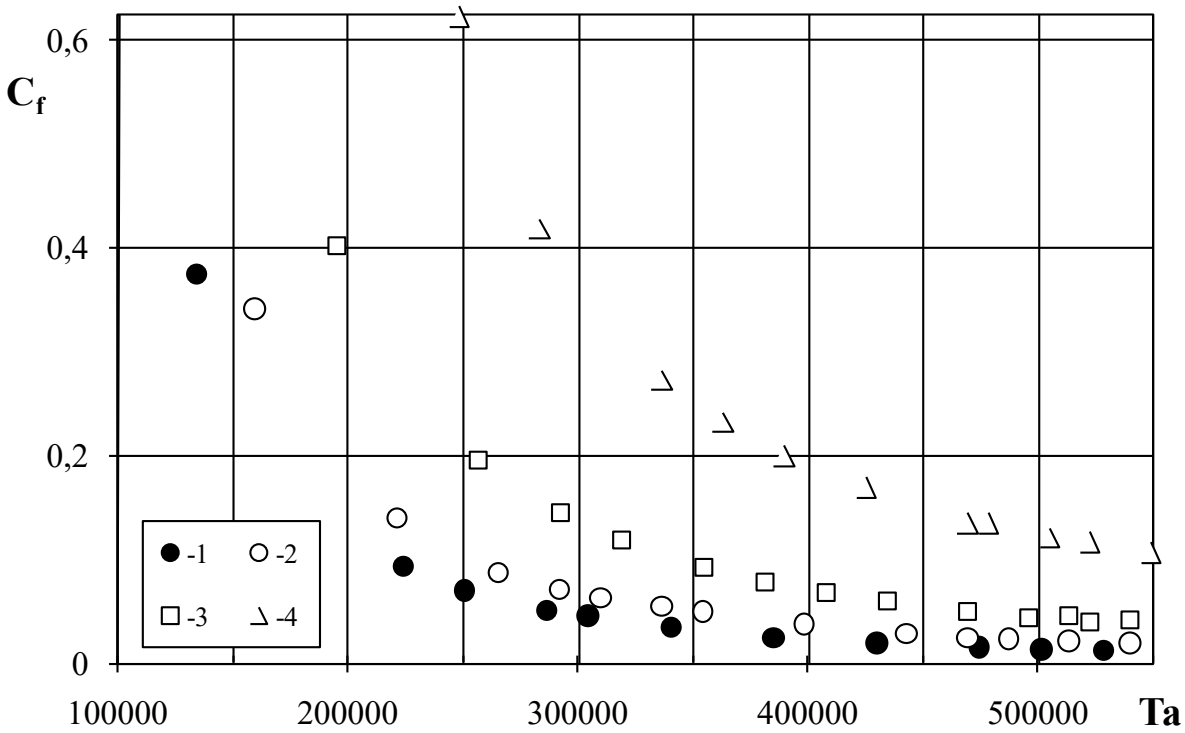


Figure 6. Dependence of the friction coefficient on the Taylor criterion on the wall of the rotor for water at eccentricity e, mm: 0 (1); 10 (2); 20 (3); 30 (4)

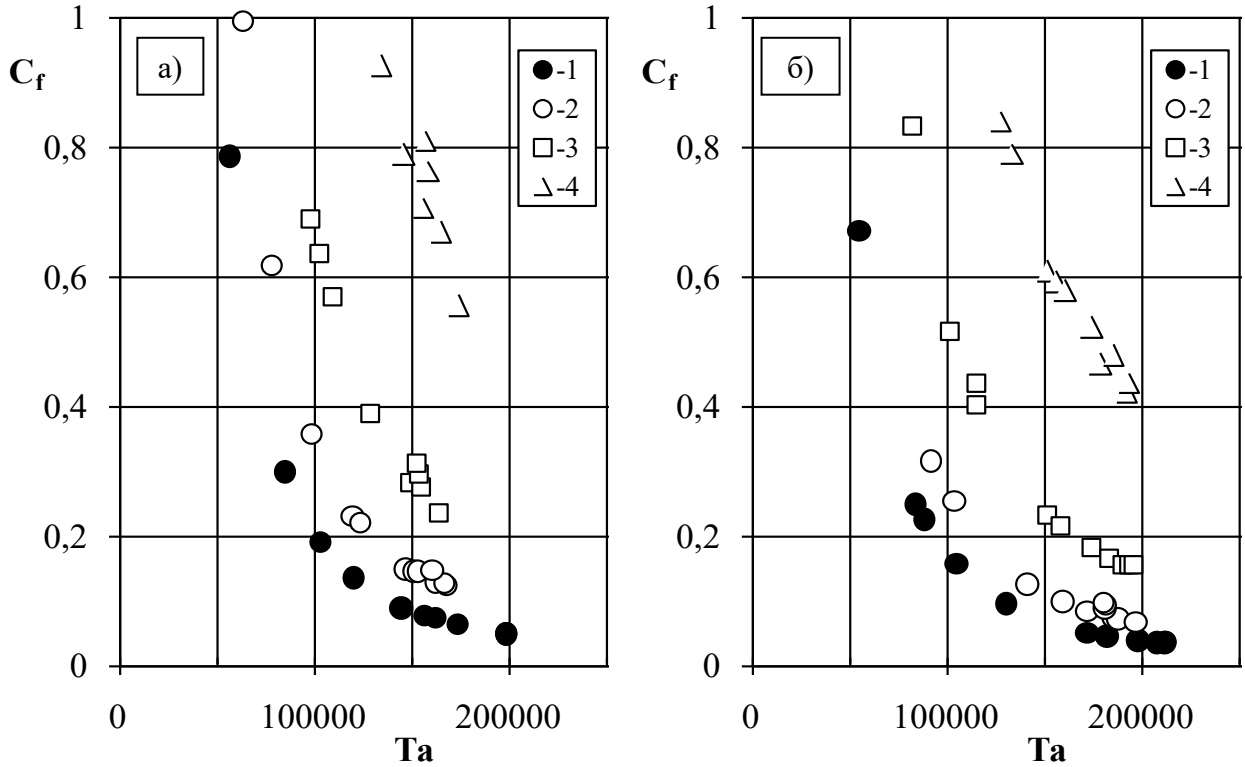


Figure 7. Dependence of the friction coefficient on the Taylor criterion on the wall of the rotor for aqueous solutions of ditalan with concentrations of 1% (a) and 8% (b) at eccentricity e, mm: 0 (1); 10 (2); 20 (3); 30 (4)

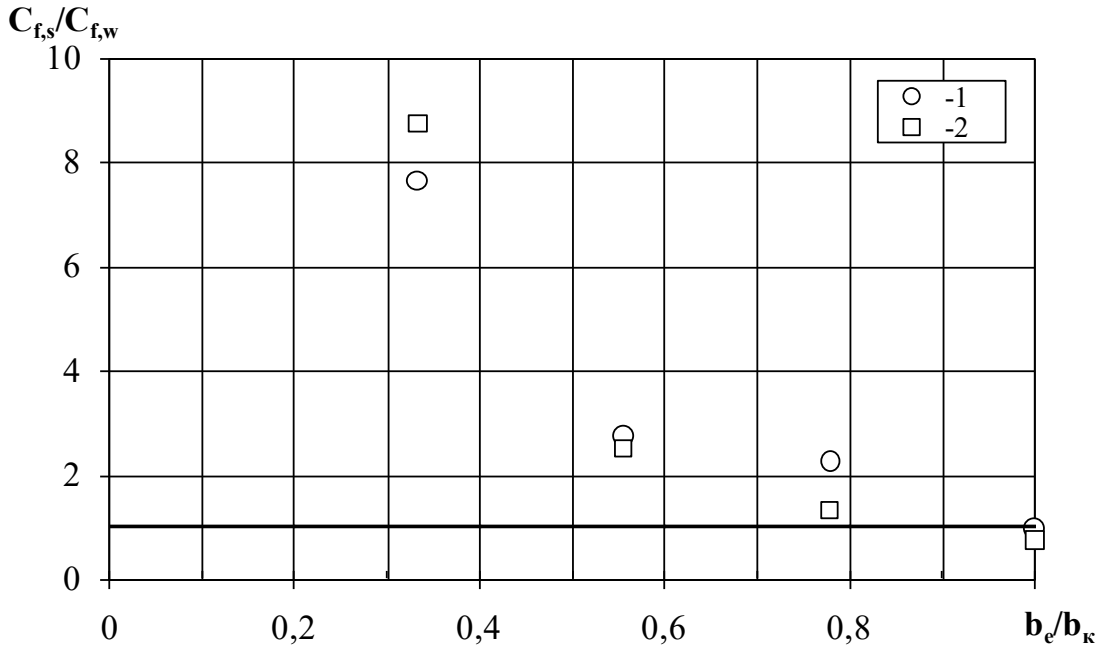


Figure 8. Dependence of the relative friction coefficient on the relative width of the gap b_e/b_k for aqueous solutions of ditalan with concentrations of 1% (1) and 8% (2) at value of Ta = 164000

Conclusions

1. The dependence of the hydrodynamic efficiency of ditalan aqueous solutions on its concentration is confirmed.

2. A decrease in the friction coefficient with an increase in the values of the

Reynolds number and Taylor criteria for the studied eccentricities for both water and dithalan solutions was confirmed.

3. An increase in the friction coefficient for the studied concentrations of dithalan aqueous solution compared to water at a nonzero eccentricity was obtained at fixed values of the Taylor criterion.

KAPITEL 9 / CHAPTER 9 [9]
THERMAL DESTRUCTION OF COALS, METAMORPHISM OF COAL SEAMS AND THEIR HAZARDOUS PROPERTIES

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-010

Вступ

До цього часу кардинально не вирішено проблем, пов'язаних із проявом небезпечних властивостей вугільних шахтопластів під час гірничих робіт. Про це свідчать аварії, що не припиняються і періодично повторюються на вугільних підприємствах, які пов'язані зі спалахами і вибухами газу в гірничих виробках, раптовими викидами вугілля й газу в очисних і підготовчих вибоях, виникненням вогнищ самозаймання вугілля та деякими іншими проявами небезпечних властивостей. У зв'язку з такою ситуацією науково-дослідні роботи, спрямовані на вдосконалення нормативної бази з безпечного ведення гірничих робіт є актуальними для промисловості всіх вуглевидобувних країн світу.

Прояв небезпечних властивостей шахтопластів під час гірничих робіт багато в чому визначаються елементним складом та властивостями вугілля, які пов'язані з метаморфічними перетвореннями шахтопластів.

Згідно з офіційно прийнятим визначенням [1] під метаморфізмом мається на увазі перетворення бурого вугілля послідовно на кам'яне вугілля та антрацит в результаті зміни хімічного складу, структури та фізичних властивостей вугілля в надрах Землі переважно під впливом підвищеного тиску та температури.

У загальному випадку такі перетворення відносяться не тільки до вугільних шахтопластів, але і до всіх метаморфічних порід. Вони полягають у зміні мінерального складу або розміру та структури агрегатів зерен, без істотної зміни хімічного складу (за винятком вмісту H_2O та CO_2) під впливом флюїдів, температури та тиску [2].

9.1. Метаморфізм викопного вугілля та небезпечні властивості шахтопластів

Метаморфічні гірські породи утворилися внаслідок перетворення магматичних або осадових порід під впливом високого тиску, температури та горючих газо-водних розчинів. Як фізичні тіла характеризуються щільними, пружними, міцнісними, тепловими, електричними, магнітними, радіаційними та іншими властивостями, які в першу чергу залежать від їхнього мінерального складу та макробудови (структурно-текстурна ознака) [3].

У нормативних документах України щодо безпечного ведення гірничих робіт в якості основного показника метаморфічних перетворень шахтопластів використовується вихід летких речовин (V^{daf}) при термічному розкладанні вугілля без доступу повітря [4-8]. У свій час показник V^{daf} був розроблений при

[9] *Authors: Antoshchenko Mykola, Brozhko Rostyslav, Filatiev Mykhailo, Filatieva Elvira, Rudniev Yevhen*

складанні геолого-вуглехімічної карти Донецького басейну [9], а потім у комплексі з іншими показниками був успішно використаний при розробці сучасної промислової класифікації вугілля за генетичними та технологічними параметрами [10]. В геологічній карті [9], як і в більшості нормативних документах [4-8], показник V^{daf} прийнятий як основний і єдиний критерій показника ступеня метаморфічних перетворень шахтопластів. Відповідно до методів визначення масового та об'ємного виходу летких речовин при термічній деструкції [11-13] ці показники, враховуючи методи їх визначення, не можуть безпосередньо та одночасно характеризувати зміну елементного складу та властивостей вугілля у процесі метаморфічних перетворень шахтопластів. Крім цього, метаморфізм і термічне розкладання є різними стадіями їх перетворення. Кількісний та якісний склад летких речовин, що утворюються, при термічному розкладанні не має прямого відношення до метаморфічних процесів, які відбувалися раніше в природних умовах, при яких вже була видалена частина газоподібних продуктів. Термічна деструкція є наслідком нового (чергового) штучного етапу перетворення вихідної органічної речовини, піднятої на земну поверхню [14].

На думку авторів геолого-вуглехімічної карти [9] показник виходу летких речовин є лише приблизним показником метаморфічних перетворень шахтопластів. Ними ж виявлено недоліки V^{daf} як показника метаморфізму. До них відносяться різноманітність споживчих якостей при одному ступені метаморфізму (значенні V^{daf}). Це явище пояснювалося різною окисленістю вихідної рослинної речовини. Було встановлено, що при рівному виході летких речовин вугілля з меншим вмістом кисню відрізняються вищою спекаемостью, розчинністю у вуглеводнях та теплотою згоряння.

Поряд із терміном «окисленість» було введено термін «відновленість». Відмінності між відновленим та маловідновленим вугіллям розглядалися як генетичні відмінності в типі вугілля:

тип а - вугілля маловідновлене;

тип б - проміжне;

тип в - відновлене;

тип вв - дуже відновлене.

Чіткі межі між різними типами вугілля встановлені не були. Вважалося, що мінеральна частина вугілля також знаходиться у зв'язку зі складом і властивостями органічної маси. Вугілля з меншим вмістом кисню і більш високою спекаемостью, як правило, відрізнялося вищим вмістом сірки та переважанням у складі золи основних оксидів (Fe_2O_3+CaO+MgO), головним чином заліза. Виходячи з незначної тісноти кореляційного зв'язку між вмістом загальної сірки S_t^d та сумою зазначених оксидів (рис. 1), такий висновок не є достатньо обґрунтованим. Для аналізованої вибірки (41 шахтопласт) загальний вміст сірки перебував у діапазоні від 0,90 до 5,52%. При середньоквадратичному відхиленні 1,05% та дотриманні правила «трьох сигм» з високою ймовірністю значення загальної сірки для окремих шахтопластів можуть перебувати у вказаному діапазоні за будь-якого значення ΣFe_2O_3,CaO,MgO. Це свідчить про

випадковий характер вмісту загальної сірки у вугіллі окремих шахтопластів.

Використовуючи в якості показника метаморфізму вихід летких речовин, не вдалося також підтвердити виконання правила Хільта для багатьох шахтопластів. Відповідно до якого зі збільшенням стратиграфічної глибини залягання пласта показник виходу летких речовин у вугіллі має знижуватися.

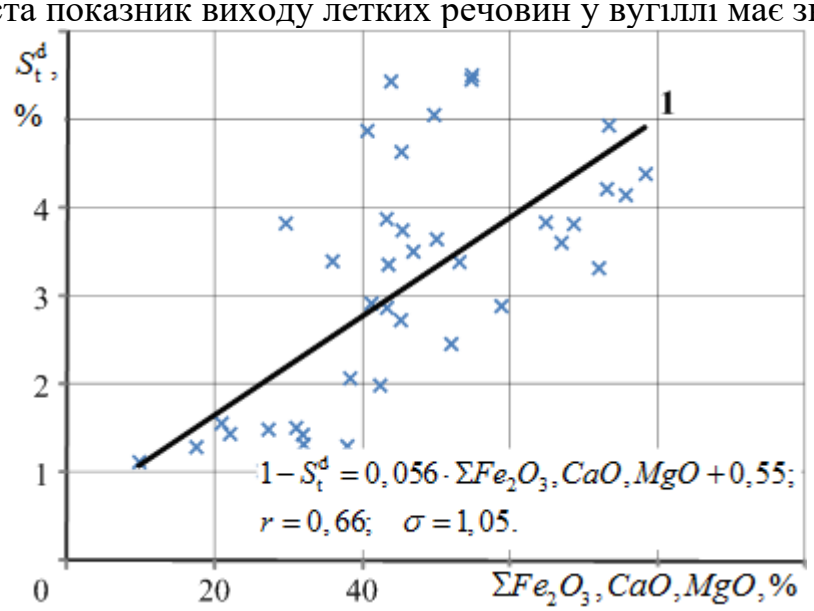


Рисунок 1 - Залежність вмісту загальної сірки (S_t^d) від суми основних окислів $\Sigma Fe_2O_3, CaO, MgO$ у складі золи.
1 - усереднююча пряма; × - експериментальні дані [9];
***r* - коефіцієнт кореляції; *σ* - середньоквадратичне відхилення.**

Вихід летких речовин, враховуючи методи визначення, не відповідає класичній (загальноприйнятій) характеристиці метаморфізму як зміна складу та властивостей вугілля у процесі геологічних перетворень шахтопластів. Один показник, навіть самий універсальний, не може достовірно та всебічно характеризувати зміну співвідношення всіх компонентів органічної маси та її властивостей під впливом метаморфічних процесів. Якщо ж комплексно розглядати зміну співвідношення всіх основних компонентів органічної маси, то можна усунути невідповідності, які були викликані внаслідок використання виходу летких речовин в якості одного та єдиного показника метаморфічних перетворень органічної маси та небезпечних властивостей шахтопластів.

Необхідно на підставі досвіду встановлення якості палива, накопиченого протягом кількох десятиліть, довести необхідність удосконалення нормативних документів щодо безпечного ведення гірничих робіт, використовуючи замість виходу летких речовин показники, що безпосередньо характеризують зміну елементного складу та властивостей вугілля у процесі метаморфічних перетворень шахтопластів.

Методика проведення досліджень базується на статистичній обробці відомих експериментальних даних, одержаних практично для всіх шахтопластів Донбасу та Львівсько-Волинського басейну. Частина відомостей про вміст основних компонентів в органічній масі наведена в геолого-вуглехімічній карті [9], а в нормативно-довідкових документах щодо якості вугілля [15, 16] є дані

про основні компоненти в горючій частині палива.

В якості альтернативного критерію метаморфізму по відношенню до виходу летких речовин прийнятий показник вмісту вуглецю $C^o(C_г)$ в органічній (горючій) масі палива. Такий вибір альтернативного показника ґрунтується на тому, що при прогнозуванні прояву небезпечних властивостей шахтопластів показник вмісту вуглецю має певну перевагу перед іншими [17]. Вони полягають у наступному:

− вміст вуглецю безпосередньо відображає зміну складу органічної (горючої) речовини при метаморфічних процесах;

− при посиленні впливу метаморфізму відбувається зростання вмісту вуглецю в односторонньому порядку;

− з високою точністю вміст вуглецю контролює суму інших основних компонентів органічної (горючої) речовини - водню, азоту, кисню та органічної сірки.

За тіснотою кореляційних зв'язків показника виходу летких речовин V^{daf} та показника вмісту вуглецю $C^o(C_г)$ з основними компонентами органічної (горючої) маси робили висновок про відповідність кожного з аналізованих показників для достовірної характеристики однієї зі сторін метаморфічних перетворень шахтопластів, пов'язаних зі зміною вмісту основних компонентів органічної (горючої) маси та деяких споживчих якостей палива.

9.2. Проблеми встановлення типів шахтопластів та "відновленість" викопного вугілля

Відповідно до розробленої методики [9] тип кам'яного вугілля по відновленості визначається на підставі порівняння для двох шахтопластів виходу летких речовин (V^{daf}) та вмісту кисню в органічній речовині (O^o). Додатковими показниками відновленості вважаються показники вмісту загальної сірки (S_t^d) та основних окислів у золі. До однотипних відносили шахтопласти, для яких при приблизно рівних значеннях V^{daf}, вміст кисню і показники вмісту загальної сірки та основних окислів у золі ($\Sigma Fe_2O_3, CaO, MgO$) також незначно відрізнялися між собою.

До різнотипних пластів належали, в основному, шахтопласти з вугіллям, вихід летких речовин яких був приблизно однаковим, але були деякі відмінності у вмісті кисню.

Конкретні допустимі відмінності у значеннях показника V^{daf} не були визначені, за яких два порівнювані шахтопласти можна було віднести до одного ступеня метаморфічних перетворень. Не встановлені також допустимі відмінності у вмісті кисню, за яких шахтопласти слід відносити до однотипних або різнотипних. Для більш детального вивчення точності застосування методу визначення типу вугілля по відновленості шахтопластів, додатково до показників V^{daf} та вмісту кисню в органічній масі (O^o), залучили інші критерії такої оцінки. В якості додаткових критеріїв розглянули зміну вмісту вуглецю

(C^o), водню (H^o) та азоту (N^o) в органічній масі, а також вміст загальної сірки (S_t^d), вихід золи (A^c) і товщину пластичного шару (y). Для всіх пар порівнюваних шахтопластів розрахували абсолютні та відносні відхилення між зазначеними показниками (табл. 1). Для однотипних шахтопластів у вуглехімічній карті [9] не вказано значення виходу золи. Експериментальні дані, яких бракує, про вихід золи для зазначеної групи шахтопластів встановили згідно з відомостями, наведеними в нормативно-довідкових документах [15, 16] за якістю палива.

Для коректності проведення аналізу отриманих результатів розглянули відповідність діапазонів зміни показників для однотипних та різнотипних пар шахтопластів. Значення виходу летких речовин для однотипних шахтопластів знаходились у інтервалі 43,9÷11,38%, а різнотипних вони змінювалися від 46,85 до 17,88%, тобто крайні значення зміни V^{daf} були близькими між собою в обох випадках. Збіги крайніх значень діапазонів також спостерігалися і для інших показників. Вміст вуглецю (C^o) для однотипних та різнотипних шахтопластів відповідно склало 79,87÷93,61% та 79,88÷90,64%; кисню (O^o) - 12,95÷0,89% та 13,71÷1,80%; водню (H^o) - 5,71÷4,35% та 6,33÷3,94%; азоту (N^o) - 2,01÷0,98% та 1,90÷0,94%; вміст загальної сірки (S_t^d) - 6,43÷1,04% та 6,13÷0,68%; товщина пластичного шару (y) - 0÷31 мм та 0÷37 мм.

Враховуючи, що автори вуглехімічної карти [9] передбачали зв'язок мінеральної частини вугілля із складом та властивостями органічної маси, до аналізу також залучили відомості про вихід золи. Діапазон зміни виходу золи для групи однотипних шахтопластів (A^c=6,5÷32,5%) дещо відрізнявся від інтервалу значень виходу золи для різнотипних шахтопластів (1,70÷20,78%). У даному випадку однотипні пари шахтопластів характеризувались, судячи з виходу золи, ширшим діапазоном зміни мінеральних домішок. Різнотипним парам шахтопластів, навпаки, відповідав більш вузький інтервал зміни вмісту мінеральних домішок. Такі відмінності підтверджуються й вищими середніми значеннями виходу золи для однотипних пар шахтопластів ($\overline{A}^c = 15,77\%$) порівняно з її середнім виходом ($\overline{A}^c = 7,42\%$) для різнотипних пар. Наведені експериментальні дані не повною мірою відповідають загальним принципам встановлення однотипності пар шахтопластів внаслідок відсутності чітких для них меж вмісту компонентів органічної маси, виходу золи та вмісту загальної сірки при визначенні типу відновленості вугілля.

Для зручності аналізу та наочності порівняння відмітних ознак по відновленості між парами шахтопластів здійснили їх систематизацію з використанням середніх значень та максимальних показників (табл. 2).

При визначенні ступеня відновленості кам'яного вугілля за методикою [9] як основні критерії ступеня метаморфічних перетворень приймалися вихід летких речовин (V^{daf}) та вміст кисню (O^o) на умовно органічну масу. Вплив інших факторів враховувався орієнтовно без зазначення кількісних значень.

Таблиця 1 - Результати визначення абсолютних та відносних відхилень між показниками основних компонентів органічної маси та деяких споживчих якостей палива для пар шахтопластів за рівної однотипності кам'яного вугілля та їх різнотипності з використанням експериментальних даних [9]

№ проби	Шахта	Індекс пл-в	Вихід летких речовин			Товщина пластичного шару			Елементарний склад на умовну органічну масу															Вихід золи [15, 16]		
									вміст вуглецю			вміст водню			вміст азоту			вміст кисню			вміст загальної сірки					
			V_V^{daf}	ΔV_a	ΔV_o	y	Δy_a	Δy_o	C^o	ΔC_a	ΔC_o	H^o	ΔH_a	ΔH_o	N^o	ΔN_a	ΔN_o	O^o	ΔO_a	ΔO_o	S_d^t	ΔS_a	ΔS_o	A^c	ΔA_a	ΔA_o
			см³/г	см³/г	см³/г	мм	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27
Однотипне вугілля рівного ступеня метаморфізму																										
324 326	№ 1/2	l_4 l_2	43,19 43,44	-0,25	-0,58	— —	— —	— —	81,14 79,87	1,27	1,57	5,30 5,71	-0,41	-7,74	1,29 1,47	-0,18	-13,95	12,27 12,95	-0,68	-5,54	5,28 3,67	1,61	30,49	18,0* 18,6*	-0,6	3,33
832 833	№ 1-2 "Горская"	l_8 l_6	42,24 43,91	-1,67	-3,95	6 8	-2,00	-33,33	82,89 82,87	0,02	0,02	5,44 5,62	-0,18	-3,31	1,35 1,21	0,14	10,37	10,32 10,30	0,02	0,19	4,46 5,37	-0,91	-20,40	20,4* 26,9*	-6,5	31,86
528 529	"Комсомолец"	l_7 l_5	31,62 31,68	-0,06	-0,19	27 31	-4,00	-14,81	88,35 88,15	0,20	0,23	5,32 5,43	-0,11	-2,07	2,01 1,98	0,03	1,49	4,32 4,41	-0,09	-2,08	5,01 6,43	-1,42	-28,34	27,2* 16,5*	10,7	39,34
411 413	Им. Дзержинского	l_3 l_2^1	31,18 31,40	-0,22	-0,71	30 31	-1,00	-3,33	89,62 89,36	0,26	0,29	5,26 5,57	-0,31	-5,89	1,43 1,26	0,17	11,89	3,69 3,81	-0,12	-3,25	4,55 5,37	-0,82	-18,02	32,5* 14,4*	18,1	55,69
1236 1237	"Белянки"	h_3 h_2	17,46 17,95	-0,49	-2,81	12 12	—	—	90,69 89,97	0,72	0,79	4,78 5,21	-0,43	-9,00	1,32 1,42	-0,10	-7,58	3,21 3,40	-0,19	-5,92	1,04 1,24	-0,20	-19,23	17,5* 6,5*	11,5	65,71
1284 1285	№ 16 бис артели "Горняк Донбасса"	l_3 l_2^1	11,90 11,38	0,52	4,37	0 0	—	—	93,61 93,47	0,14	0,15	4,35 4,51	-0,16	-3,68	0,98 1,13	-0,15	-15,31	1,06 0,89	0,17	16,04	3,90 3,47	0,43	11,03	—	—	—
Різнотипне вугілля рівного ступеня метаморфізму																										
330 328	№ 1/2	l_3 k_8	39,75 46,85	-7,10	-17,86	— —	—	—	80,56 81,01	-0,45	-0,56	5,04 5,93	-0,89	-17,66	1,73 1,32	0,41	23,70	12,67 11,67	1,00	7,89	2,07 5,71	-3,64	-175,85	7,93 7,37	0,56	7,06
2750 2752	Им. Мельникова	l_6 l_2	37,94 43,90	-5,96	-15,71	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	1,15 3,77	-2,62	-227,83	4,45 9,36	-4,91	-110,34
45п 44п	Им. Мельникова	l_6 l_2	37,58 44,46	-6,88	-18,31	— —			83,39 84,98	-1,59	-1,91	3,94 4,08	-0,14	-3,55	1,40 1,81	-0,41	-29,29	11,27 9,15	2,12	18,81	0,90 5,45	-4,55	-505,56	7,72 5,99	1,73	22,41
2723 2727	"Ново-Дружковка"	l_6 k_8	38,03 42,07	-4,04	-10,62	0 4	-4,00	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	1,16 3,34	-2,18	-187,93	7,49 11,45	-3,96	-52,87
814 848	№ 4/6 "Карбонит"	l_8 k_8	37,15 40,76	-3,61	-9,72	10 29	-19,00	-190,00	83,80 85,57	-1,77	-2,11	5,08 5,78	-0,70	-13,78	1,66 1,24	0,42	25,30	9,46 7,41	2,05	21,67	1,62 4,84	-3,22	-198,77	4,15 6,46	-2,31	-55,66
20 21	№ 1	l_4 k_8	37,76 42,70	-4,94	-13,08	— —			81,74 81,82	-0,08	-0,10	5,31 5,62	-0,31	-5,84	1,41 1,59	-0,18	-12,77	11,54 10,97	0,57	4,94	1,63 4,36	-2,73	-167,48	2,87 8,43	-5,56	-193,73
2749 2751	Им. Мельникова	l_6 l_2	36,69 45,24	-8,55	-23,30	0 7	-7,00	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	1,04 3,68	-2,64	-253,85	4,70 7,28	-2,58	-54,89
871 873	№ 100 Запад Восток	l_3 l_3	44,28 36,76	7,52	16,98	20 10	10,00	50,00	82,80 82,70	0,10	0,12	5,56 5,25	0,31	5,58	1,81 1,72	0,09	4,97	9,83 10,33	-0,50	-5,09	2,84 1,24	1,60	56,34	8,79 4,39	4,40	50,06

Продовження таблиці 1

51 46	№ 2/7 "Лидиевка"	l_1 k_8	35,37 40,14	-4,77	-13,49	— —	—	—	79,88 85,21	-5,33	-6,67	5,26 5,50	-0,24	-4,56	1,47 1,37	0,10	6,80	13,39 7,92	5,47	40,85	1,13 3,77	-2,64	-233,63	10,71 4,91	5,80	54,15
2097 2099	№ 13 "Никополь-Мариупольская"	l_1 k_8	33,63 39,82	-6,19	-18,41	10 29	-19,00	-190,00	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	1,28 3,11	-1,83	-142,97	5,49 4,37	1,12	20,40
12п 11п	№ 13 "Никополь-Мариупольская"	l_1 k_8	35,09 39,12	-4,03	-11,48	12 30	-18,00	-150,00	80,81 88,75	-7,94	-9,83	4,54 4,74	-0,20	-4,41	0,94 1,50	-0,56	-59,57	13,71 5,01	8,70	63,46	1,10 3,03	-1,93	-175,45	15,81 5,72	10,09	63,82
2409 2414	Им. Ворошилова	l_1 k_8	32,95 37,01	-4,06	-12,32	13 30	-17,00	-130,77	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	3,28 4,41	-1,13	-34,45	9,54 3,39	6,15	64,47
20п 19п	Им. Ворошилова	m_3 l_5	32,06 37,35	-5,29	-16,50	17 25	-8,00	-47,06	87,03 87,04	-0,01	-0,01	5,20 5,90	-0,70	-13,46	1,20 1,50	-0,30	-25,00	6,57 5,56	1,01	15,37	1,30 4,95	-3,65	-280,77	2,41 7,11	-4,70	-195,02
891 896	№ 22 "Голубовка"	l_3 l_1^0	32,76 40,65	-7,89	-24,08	9 13	-4,00	-44,44	83,45 85,01	-1,56	-1,87	5,14 5,72	-0,58	-11,28	1,68 1,45	0,23	13,69	9,85 7,82	2,03	20,61	1,08 3,45	-2,37	-219,44	3,07 9,64	-6,57	-214,01
2483 2484	№ 3 "Кочегарка"	l_7^1 l_5	32,59 36,56	-3,97	-12,18	16 30	-14,00	-87,50	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	2,74 6,13	-3,39	-123,72	18,33 12,02	6,31	34,42
14п 13п	№ 3 "Кочегарка"	l_7^1 l_5	32,51 35,34	-2,83	-8,71	18 30	-12,00	-66,67	83,80 88,70	-4,90	-5,85	5,38 5,27	0,11	2,04	1,48 4,23	-2,75	-185,81	8,74 1,80	6,94	79,41	1,50 4,34	-2,84	-189,33	10,00 8,88	1,12	11,20
975 980	№ 36	l_8^1 l_8	38,25 31,63	6,62	17,31	27 14	13,00	48,15	89,40 87,61	1,79	2,00	5,82 4,91	0,91	15,64	1,07 1,57	-0,50	-46,73	3,71 5,91	-2,20	-59,30	5,67 1,80	3,87	68,25	10,74 2,40	8,34	77,65
452 453	№ 11	m_3 m_2	30,72 36,25	-5,53	-18,00	11 20	-9,00	-81,82	86,47 87,15	-0,68	-0,79	5,28 5,70	-0,42	-7,95	1,51 1,24	0,27	17,88	6,74 5,91	0,83	12,31	1,20 3,75	-2,55	-212,50	1,70 5,54	-3,84	-225,88
2432 2433	№ 19/20	l_7^1 l_5	30,22 34,66	-4,44	-14,69	16 37	-21,00	-131,25	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	1,51 5,55	-4,04	-267,55	12,62 7,66	4,96	39,30
16п 15п	№ 19/20	l_7^1 l_5	32,46 34,95	-2,49	-7,67	16 29	-13,00	-81,25	87,12 87,86	-0,74	-0,85	6,33 5,69	0,64	10,11	1,69 1,77	-0,08	-4,73	5,86 4,74	1,12	19,11	1,92 5,46	-3,54	-184,38	9,13 7,71	1,42	15,55
507 508	№ 19/20	m_3 m_2	29,39 35,89	-6,50	-22,12	11 27	-16,00	-145,45	86,93 87,19	-0,26	-0,30	5,13 5,78	-0,65	-12,67	1,83 1,81	0,02	1,09	6,11 5,22	0,89	14,57	0,71 5,29	-4,58	-645,07	3,26 10,04	-6,78	-207,98
2509 2500	№ 4/5 "Никитовка"	m_3 l_5	28,57 31,69	-3,12	-10,92	13 36	-23,00	-176,92	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	— —	—	—	0,68 3,95	-3,27	-480,88	12,56 20,78	-8,22	-65,45
17п 18п	№ 4/5 "Никитовка"	m_3 l_5	27,91 31,32	-3,41	-12,22	20 30	-10,00	-50,00	86,82 88,97	-2,15	-2,48	5,21 5,25	-0,04	-0,77	1,45 1,46	-0,01	-0,69	6,82 4,32	2,50	36,66	0,75 3,34	-2,59	-345,33	3,60 5,53	-1,93	-53,61
525 526	"Комсомолец"	m_3 m_2	28,43 32,80	-4,37	-15,37	16 26	-10,00	-62,50	87,87 88,21	-0,34	-0,39	4,82 5,84	-1,02	-21,16	1,90 1,79	0,11	5,79	5,41 4,16	1,25	23,11	0,87 4,66	-3,79	-435,63	2,36 7,51	-5,15	-218,22
428 431	Им. Артема	l_7 l_5	27,57 32,58	-5,01	-18,17	15 34	-19,00	-126,67	88,24 88,37	-0,13	-0,15	5,36 5,46	-0,10	-1,87	1,35 1,43	-0,08	-5,93	5,05 4,74	0,31	6,14	1,13 3,55	-2,42	-214,16	3,77 5,70	-1,93	-51,19
236 237	"Капитальная"	l_6 l_4	19,66 20,86	-1,20	-6,10	— —	—	—	90,64 90,38	0,26	0,29	4,62 4,72	-0,10	-2,16	1,46 1,42	0,04	2,74	3,28 3,48	-0,20	-6,10	1,29 2,11	-0,82	-63,57	6,06 12,20	-6,14	-101,32
1084 1085	№ 6 "Брянка"	l_8 l_6	17,88 20,87	-2,99	-16,72	7 13	-6,00	-85,71	90,04 90,11	-0,07	-0,08	4,96 4,68	0,28	5,65	1,57 1,56	0,01	0,64	3,43 3,65	-0,22	-6,41	1,62 2,54	-0,92	-56,79	3,93 5,38	-1,45	-36,90

Примітка: * - дані про вихід золи згідно [15, 16]

Таблиця 2 - Узагальнені результати визначення абсолютних та відносних відхилень між вмістом основних компонентів органічної маси та деякими споживчими якостями кам'яного вугілля для пар шахтопластів з використанням даних [9]

Передбачувані показники метаморфізму кам'яного вугілля та його якостей	Показники однотипності пар шахтопластів за критерієм їхньої відновленості	Кількісні значення показників однотипності пар шахтопластів		Середня різниця між показникам и типів вугілля по відновленості пар шахтопластів	Відношення середніх значень показників різнотипних шахтопластів до однотипних, рази
		однотипних пластів	різнотипних пластів		
1	2	3	4	5	6
Вихід летких речовин, V^{daf}, %	середні значення, $\overline{V}^{daf}$	27,14	34,62	7,48	1,28
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{V}_a$	0,54	4,94	4,40	9,15
	максимальні абсолютні відхилення, ΔV^a_{max}	1,67	7,89	6,22	4,72
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{V}_o$	2,10	14,93	12,83	7,11
	максимальні відносні відхилення, ΔV^o_{max}	4,37	24,80	20,43	5,68
Вміст вуглецю, C_o, %	середні значення, $\overline{C}_o$	87,50	85,98	-1,52*	0,98
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{C}_a$	0,44	1,59	1,15	3,61
	максимальні абсолютні відхилення, ΔC^a_{max}	1,27	7,94	6,67	6,25
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{C}_o$	0,51	1,92	1,38	3,76
	максимальні відносні відхилення, ΔC^o_{max}	1,57	9,83	8,26	6,26
Вміст кисню, O_o, %	середні значення, $\overline{O}_o$	5,89	7,19	1,30	1,22
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{O}_a$	0,21	2,48	2,27	11,81
	максимальні абсолютні відхилення, ΔO^a_{max}	0,68	8,74	8,06	12,85
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{O}_o$	5,58	24,31	18,73	4,36
	максимальні відносні відхилення, ΔO^o_{max}	16,04	79,41	63,37	4,95
Вміст водню, H_o, %	середні значення, $\overline{H}_o$	5,21	5,26	0,05	1,01
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{H}_a$	0,13	0,44	0,31	3,88
	максимальні абсолютні відхилення, ΔH^a_{max}	0,43	0,91	0,48	2,12
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{H}_o$	2,64	8,43	5,79	3,19
	максимальні відносні відхилення, ΔH^o_{max}	9,00	21,16	12,16	2,35

Продовження таблиці 2

Вміст азоту, N_o, %	середні значення, $\overline{N}_o$	1,40	1,59	0,19	1,14
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{N}_a$	0,06	0,35	0,29	5,83
	максимальні абсолютні відхилення, ΔN^a_{max}	0,18	0,91	0,73	5,06
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{N}_o$	5,05	24,90	19,85	4,93
	максимальні відносні відхилення, ΔN^o_{max}	15,31	59,37	44,06	3,88
Вміст загальної сірки, S^t_d, %	середні значення, $\overline{S}_o$	4,15	2,68	1,47*	0,65
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{S}_a$	0,90	2,78	1,88	3,09
	максимальні абсолютні відхилення, ΔS^a_{max}	1,61	4,65	3,04	2,89
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{S}_o$	21,25	222,66	206,41	10,71
	максимальні відносні відхилення, ΔS^o_{max}	30,49	645,07	614,58	21,16
Товщина пластичного шару, y, мм	середні значення, $\overline{y}$	15,70	18,57	2,87	1,18
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{y}_a$	1,40	12,95	11,55	9,25
	максимальні абсолютні відхилення, $\Delta y_{a\,max}$	4,00	23,00	19,00	5,75
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{y}_o$	10,29	102,31	92,02	9,95
	максимальні відносні відхилення, $\Delta y_{o\,max}$	33,30	190,00	156,70	5,70
Вихід золи, A^c, %	середні значення, $\overline{A}^c$	15,77	7,42	-8,35*	0,47
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{A}^c_a$	9,48	3,94	-5,54*	0,42
	максимальні абсолютні відхилення, $\Delta A^c_{a\,max}$	18,10	10,09	-8,01*	0,56
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{A}^c_o$	45,18	85,09	39,91	1,88
	максимальні відносні відхилення, $\Delta A^c_{o\,max}$	65,71	225,88	160,17	3,44

Примітка: * - перевищення значень показників однотипного вугілля по відношенню до різнотипного.

Середнє значення $\overline{V}^{daf}$ для однотипних пар шахтопластів складало 27,14%, а для різнотипних 34,62%. Абсолютна різниця за фактором середнього виходу летючих речовин між парами шахтопластів становила 7,48%, а відносна понад двадцять відсотків. Відношення середнього значення показника $\overline{V}^{daf}$ однотипних пар шахтопластів до середнього значення для різнотипних пар склало 1,28 (табл. 2).

Аналогічні кількісні співвідношення встановлені для середнього вмісту кисню ($\overline{O}^o$). Згідно з ними за середнім вмістом кисню пари однотипних шахтопластів кількісно відрізняються від різнотипних приблизно в однакових

пропорціях порівняно з показником V^{daf}. Приблизно такі ж відмінності між однотипними та різнотипними шахтопластами встановлені за середнім вмістом азоту ($\bar{N}^{o}$) та товщиною пластичного шару (y). Практичних відмінностей не встановлено за середнім вмістом вуглецю ($\bar{C}^{o}$) та водню ($\bar{H}^{o}$).

Згідно з середніми значеннями передбачуваних показників метаморфізму кам'яного вугілля та їх якостей, головними факторами, які визначають однотипність пар шахтопластів згідно з [9], є вміст загальної сірки та вихід золи (табл. 2). Їх вплив на відновленість, виходячи із співвідношення середніх показників (відповідно 0,65 та 0,47), набагато сильніший у порівнянні з впливом середнього вмісту кисню на точність встановлення однотипності пар шахтопластів.

Поряд з цим для всіх показників встановлено суттєві відмінності між абсолютними та відносними відхиленнями між однотипними та різнотипними парами шахтопластів. Відмінності становлять від двох-трьох до кількох десятків разів. Це свідчить, що при зразковій індивідуальній рівності вмісту основних компонентів органічної маси для однотипних та різнотипних пар шахтопластів є методичні похибки в питаннях визначення генетичних типів вугілля за їх відновленістю.

При визначенні відновленості антрацитів враховувалась їх більш проста, порівняно з кам'яним вугіллям, будова [9]. На стадії метаморфізму антрацитів склад газів термічного розкладання набагато простіший, ніж у кам'яного вугілля (повна відсутність смоли, бензолу, ненасичених сполук), і одержувані водень та кисневмісні компоненти в газі обумовлені вже не крекінгом смоли або важких вуглеводнів, а в основному складом органічної маси антрацитів. З зазначених причин про ступінь відновленості худого вугілля, яке не спікається та антрацитів було використано [9] співвідношення водню та кисню в газі термічного розкладання ($k_в$). Це відношення обчислюється на підставі складу газу з об'ємних відсотків водневмісних (H_2, H_2S, CH_4) і кисневмісних (CO_2, CO) сполук у ньому:

$$k_в = \frac{H_2\% + H_2S\% + 2CH_4\%}{CO_2\% + 1/2CO\%} \text{ або скорочено } k_в = \frac{H}{O}. \quad (1)$$

Зміна коефіцієнта відновленості в залежності від ступеня метаморфізму, що визначається об'ємним виходом летких речовин $\left(V_V^{daf}\right)$, відбувається досить в широкому інтервалі при одному значенні V_V^{daf} (рис. 2). На підставі цих даних однотипними вважалися ті антрацити, які при рівній мірі метаморфізму (значенні V_V^{daf}) і деяких інших показників (питомій вазі органічної маси $k_д$ та питомому електроопору $\lg\rho$) - мають і однакові або близькі значення $k_в$.

Різнотипними вважаються ті антрацити, які при рівній мірі метаморфізму $\left(V_V^{daf}\right)$, та однакових показниках $k_д$ та $\lg\rho$, мають значення, які різко відрізняються $k_в$ [9]. Як і у випадку встановлення однотипності кам'яного вугілля за їх відновленістю, так і для антрацитових шахтопластів також спостерігаються невизначеності у співвідношенні між впливаючими факторами. З цієї причини також розглянули абсолютні та відносні відхилення між показниками для пар

шахтопластів, що характеризують ізометаморфні однотипні та різнотипні антрацити (табл. 3).

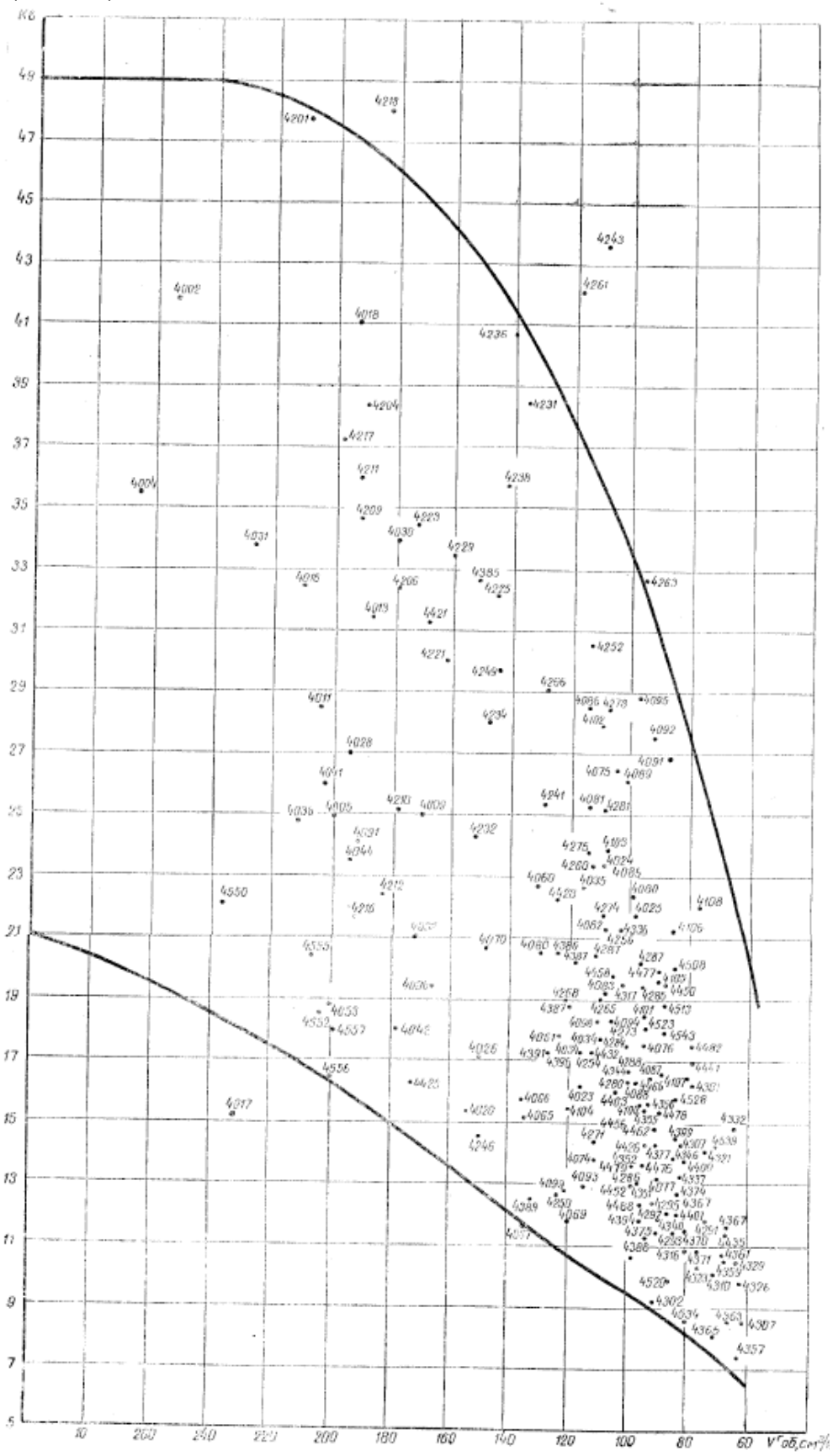


Рисунок 2 - Зміна коефіцієнта відновленості $k_в$ при різному виході летких речовин.
● - експериментальні дані та номери проб згідно з [9].

Таблиця 3 - Результати визначення абсолютних та відносних відхилень між показниками основних компонентів органічної маси та деяких споживчих якостей палива для антрацитових пар шахтопластів за однакової ізометаморфності однотипних антрацитів та їх різнотипності з використанням експериментальних даних [9]

№ проби	Індекс пластів	Вихід летких речовин			Питома вага органічної маси			Логарифм питомого електро-опору			Коефіцієнт відновленості			Вміст загальної сірки			Елементарний склад на умовну органічну масу											
																	вміст вуглецю			вміст водню			вміст азоту			вміст кисню		
		V_V^{daf}	ΔV_a	ΔV_o	$k_д$	$\Delta k_{да}$	$\Delta k_{до}$	$\lg\rho$	$\Delta\lg_a$	$\Delta\lg_o$	$k_в$	$\Delta k_{ва}$	$\Delta k_{во}$	S_d^t	ΔS_a	ΔS_o	C^o	ΔC_a	ΔC_o	H^o	ΔH_a	ΔH_o	N^o	ΔN_a	ΔN_o	O^o	ΔO_a	ΔO_o
		см³/г	см³/г	см³/г						%			%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
Ізометаморфні однотипні антрацити																													
4041	k_2^2	203,2	2,90	1,43	1,364	-0,004	-0,293	5,82	0,02	0,34	26,0	1,9	7,3	2,11	0,61	28,91	93,89	-0,62	-0,66	2,17	0,19	8,76	1,83	0,58	31,69	1,51	-0,75	-49,67
4054	k_2	200,3			1,368			5,80			24,1			1,50			94,51			1,98			1,25			2,26		
4210	l_4	179,2	-14,0	-7,81	1,380	0,004	0,290	4,67	-0,46	-9,85	25,1	3,5	13,9	1,59	-0,66	-41,51	95,77	-0,38	-0,40	1,17	-0,86	-73,50	1,98	0,63	31,82	1,02	0,55	53,92
4116	l_4	193,2			1,376			5,13			21,6			2,25			96,15			2,03			1,35			0,47		
4386	k_5^2	125,9	7,40	5,88	1,475	-0,001	-0,068	2,55	0,00	0,00	20,7	0,5	2,4	1,78	0,36	20,22	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
4357	k_5	118,5			1,476			2,55			20,2			1,42			95,01			1,71			1,04			2,24		
4094	h_8	109,5	-0,10	-0,09	1,495	-0,005	-0,334	2,43	-0,07	-2,88	17,4	1,9	10,9	1,07	-0,12	-11,21	96,56	2,17	2,25	2,10	0,23	10,95	1,06	0,08	7,55	0,18	-2,58	-1433,3
4104	h_8	109,6			1,500			2,50			15,5			1,19			94,39			1,87			0,98			2,76		
4287	h_8	91,2	6,20	6,80	1,534	-0,017	-1,108	1,35	0,04	2,96	19,6	3,0	15,3	0,87	-0,30	-34,48	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
4306	h_8	85,0			1,551			1,31			16,6			1,17			95,75			1,50			0,83			1,92		
Ізометаморфні антрацити різних типів																													
4218	m_2	182,7	-10,50	-5,75	1,364	-0,012	-0,880	5,40	0,27	5,00	48,0	26,4	55,0	6,25	4,00	64,00	96,21	0,06	0,06	2,31	0,28	12,12	1,27	-0,08	-6,30	0,21	-0,26	-123,81
4216	l_4	193,2			1,376			5,13			21,6			2,25			96,15			2,03			1,35			0,47		
4236	l_2	138,5	-10,70	-7,73	1,428	-0,009	-0,630	3,42	0,18	5,26	40,7	26,1	64,1	2,14	0,86	40,19	94,54	-2,32	-2,45	2,58	0,99	38,37	1,00	0,03	3,00	1,93	1,35	69,95
4246	l_2	149,2			1,437			3,24			14,6			1,28			96,86			1,59			0,97			0,58		
4261	k_5^1	118,0	5,70	4,83	1,500	-0,005	-0,333	2,23	0,24	10,76	42,1	28,2	67,0	2,74	0,90	32,85	96,30	-0,19	-0,20	1,64	-0,34	-20,73	1,05	-0,93	-88,57	1,01	-0,06	-5,94
4271	k_5^1	112,3			1,505			1,99			13,9			1,84			96,49			1,98			1,98			1,07		
4508	k_5^1	85,6	-4,50	-5,26	1,562	-0,002	-0,128	1,38	0,10	7,25	20,0	9,4	47,0	2,55	1,41	55,29	94,95	-1,72	-1,81	1,34	0,29	21,64	1,07	0,00	0,00	2,64	1,43	54,17
4338	k_5^1	90,1			1,564			1,28			10,6			1,14			96,67			1,05			1,07			1,21		
4311	h_8	66,0	3,40	5,15	1,581	-0,004	-0,253	0,66	0,07	10,61	10,7	3,3	30,8	2,59	0,68	26,25	96,85	-0,56	-0,58	1,21	0,21	17,36	0,84	-0,27	-32,14	1,10	0,62	56,36
4357	h_8	62,6			1,585			0,59			7,4			1,91			97,41			1,00			1,11			0,48		

У встановленні типів відновленості кам'яного вугілля та антрацитів згідно [9] відсутня логіка у виборі показників метаморфізму шахтопластів. Для кам'яного вугілля, хімічно складнішого по відношенню до антрацитів, приймається один показник - масовий вихід летких речовин (V^{daf}) без ідентифікації газів, що виділяються при термічному розкладанні палива.

При більш простій хімічній будові антрацитів робиться ідентифікація газів, які виділяються при термічному розкладі і додатково залучаються показники питомої ваги ($k_д$) та логарифму питомого електроопору ($\lg \rho$). Незважаючи на залучення додаткових показників для антрацитових шахтопластів, не встановлено конкретних критеріїв визначення їх типів по відновленості.

Головною причиною відмови від масового виходу летких речовин, як основного показника ступеня метаморфічних перетворень антрацитових шахтопластів, була встановлена взаємозалежність V^{daf} від V_V^{daf} (рис. 3).

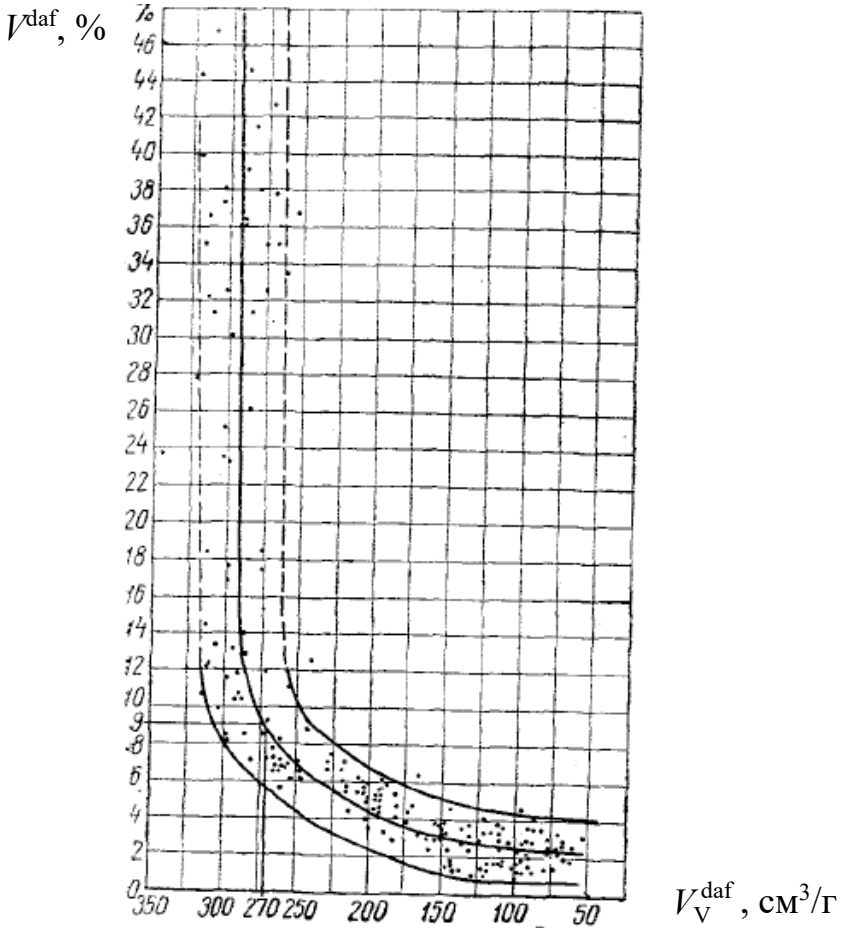


Рисунок 3 - Взаємозалежність масового та об'ємного виходу летких речовин згідно [9].

У широких межах зміни вагового виходу летких речовин від 46 до 9% об'ємний вихід газу змінюється дуже незначно, зменшуючись від 295 до 270 см^3/г. Починаючи з 9% масового виходу летких речовин, характер кривої об'ємного виходу змінюється і при подальшому зниженні V^{daf} у порівняно вузькому діапазоні від 9 до 1,5% - V^{daf} змінюється у дуже широких межах, знижуючись від 270 до 60 см^3/г. Отримані закономірності у зміні об'ємного виходу привели до таких висновків [9]:

− об'ємний вихід летких речовин у межах від довгопламенного до худого вугілля залишається практично незмінним і диференціювати це вугілля не може;

− в області високометаморфізованого вугілля (худого, напівантрацитів та антрацитів) об'ємний вихід летких речовин значно більш тонко диференціює вугілля за ступенем їх метаморфізму, ніж вихід летких речовин, визначений ваговим методом, може бути прийнятий як класифікаційний показник ступеня метаморфізму цього вугілля.

Значення об'ємного виходу летких речовин для однотипних антрацитових шахтопластів перебували в інтервалі 85,0÷203,2 см^3/г, а для різнотипних вони змінювалися від 62,6 до 193,2 см^3/г, тобто крайні значення зміни були близькі між собою (табл. 3). Незначно відрізнялися граничні значення і для більшості інших показників, що визначають різницю між однотипними та різнотипними парами шахтопластів за вмістом основних компонентів органічної маси. Для них вміст вуглецю в органічній масі (C^o) відповідно знаходився в інтервалах 93,89÷96,56% і 94,54÷97,41%; кисню (O^o) - 0,18÷2,76% та 0,21÷2,64%; водню (H^o) - 1,17÷2,17% та 1,00÷2,58%; азоту (N^o) - 0,83÷1,98% та 0,84÷1,98%.

Не встановлено також відчутних відмінностей у зміні меж діапазонів між однотипними та різнотипними антрацитовими шахтопластами за показниками питомої ваги органічної маси ($k_д$) та логарифму питомого електроопору $(\lg\rho)$. Для питомої ваги вони відповідно склали 1,364÷1,551 см^3/г та 1,364÷1,585 см^3/г, а для логарифму питомого електроопору - 1,31÷5,82 та 0,59÷5,40. Виходячи з приблизно однакових діапазонів зміни розглянутих показників (V_V^{daf}, C^o, O^o, H^o, N^o, $k_д$, $\lg\rho$), основними, при встановленні однотипності або різнотипності антрацитових шахтопластів, були показники вмісту загальної сірки S_t^d та коефіцієнт відновленості $k_в$. Згідно з крайніми значеннями цих показників, суттєво відрізнялися діапазони їх зміни для однотипних та різнотипних антрацитових шахтопластів. Зміна вмісту загальної сірки (S_t^d) відповідно для однотипних та різнотипних шахтопластів знаходилась в межах 0,87÷2,25% та 1,14÷6,25%, а граничні значення коефіцієнтів відновленості ($k_в$) становили 15,5÷26,0 та 17,4÷48,0.

Для наочності фактичного розподілу шахтопластів по відновленості антрацитів узагальнені значення показників вмісту основних компонентів органічної маси, загальної сірки та деяких споживчих якостей, на підставі результатів визначення абсолютних та відносних їх відхилень для аналізованих пар шахтопластів (табл. 3), зведені в таблицю 4.

Слід зазначити відмінності результатів визначення однотипності антрацитових шахтопластів, пов'язані зі зміною граничних значень показників та їх середніми значеннями. При приблизно однаковому діапазоні зміни ступеня метаморфізму (об'ємний вихід летких речовин) середні значення $\overline{V}_V^{daf}$ для різнотипних та однотипних антрацитових шахтопластів відрізняються в 1,36 рази. Різниця у вмісті сірки була дещо вищою (в 1,65 рази), це підтвердило суттєвий її вплив на відновленість антрацитів та тип шахтопластів.

Таблиця 4 - Узагальнені результати визначення абсолютних та відносних відхилень між вмістом основних компонентів органічної маси та деякими споживчими якостями антрацитів для пар шахтопластів з використанням даних [9]

Передбачувані показники метаморфізму антрацитів та їх якостей	Показники однотипності пар шахтопластів за критерієм їхньої відновленості	Кількісні значення показників ізометаморфних антрацитів		Середня різниця між показниками типів антрацитів по відновленості пар шахтопластів	Відношення середніх значень показників різнотипних шахтопластів до однотипних, рази
		однотипних пластів	різнотипних пластів		
1	2	3	4	5	6
Об'ємний вихід летких речовин, V_V^{daf}, см^3/г	середні значення, $\bar{V}_V^{daf}$	141,56	192,82	51,26	1,36
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\bar{V}_a$	6,12	6,96	0,84	1,04
	максимальні абсолютні відхилення, ΔV_{max}^a	14,0	10,7	-3,3	0,76
	середні відносні відхилення, $\Delta\bar{V}_o$	4,40	5,74	1,34	1,30
	максимальні відносні відхилення, ΔV_{max}^o	7,81	7,73	-0,08	0,99
Вміст вуглецю, C_o, %	середні значення, $\bar{C}_o$	95,25	96,24	0,99	1,01
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\bar{C}_a$	1,06	0,97	-0,09	0,92
	максимальні абсолютні відхилення, ΔC_{max}^a	2,17	2,32	0,15	1,07
	середні відносні відхилення, $\Delta\bar{C}_o$	1,10	1,02	-0,08	0,93
	максимальні відносні відхилення, ΔC_{max}^o	2,25	2,45	0,20	1,09
Вміст кисню, O_o, %	середні значення, $\bar{O}_o$	1,55	1,07	-0,48	0,69
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\bar{O}_a$	1,29	0,74	-0,55	0,57
	максимальні абсолютні відхилення, ΔO_{max}^a	2,58	1,43	-1,15	0,55
	середні відносні відхилення, $\Delta\bar{O}_o$	512,30	62,05	-450,25	0,12
	максимальні відносні відхилення, ΔO_{max}^o	1433,38	123,81	-1309,49	0,09
Вміст водню, H_o, %	середні значення, $\bar{H}_o$	1,82	1,67	-0,15	0,92
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\bar{H}_a$	0,43	0,42	-0,01	0,98
	максимальні абсолютні відхилення, ΔH_{max}^a	0,86	0,99	-0,13	1,15
	середні відносні відхилення, $\Delta\bar{H}_o$	31,07	22,04	-9,03	0,71
	максимальні відносні відхилення, ΔH_{max}^o	73,50	38,37	-35,13	0,52

Продовження таблиці 4

Вміст азоту, N_o, %	середні значення, $\overline{N}_o$	1,29	1,17	-0,12	0,91
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{N}_a$	0,43	0,26	-0,17	0,60
	максимальні абсолютні відхилення, ΔN^a_{max}	0,63	0,93	0,30	1,48
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{N}_o$	23,69	26,00	2,31	1,10
	максимальні відносні відхилення, ΔN^o_{max}	31,82	88,57	56,75	2,78
Вміст загальної сірки, S^t_d, %	середні значення, $\overline{S}_o$	1,50	2,47	0,97	1,65
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{S}_a$	0,41	1,57	1,16	3,83
	максимальні абсолютні відхилення, ΔS^a_{max}	0,66	4,00	3,34	6,06
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{S}_o$	27,27	43,72	16,45	1,60
	максимальні відносні відхилення, ΔS^o_{max}	41,51	64,00	22,49	1,54
Коефіцієнт відновленості, $k_в$	середні значення, $\overline{k}_в$	20,68	22,96	2,28	1,11
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{k}^a_в$	2,16	18,68	16,52	8,65
	максимальні абсолютні відхилення, Δk^a_{max}	3,5	28,2	24,7	8,06
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{k}^o_в$	9,96	52,78	42,82	5,30
	максимальні відносні відхилення, Δk^o_{max}	15,3	67,0	51,70	4,38
Питома вага органічної маси, $k_д$, г/см^3	середні значення, $\overline{k}_д$	1,452	1,490	0,038	1,03
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\overline{k}^a_д$	0,0062	0,0064	0,0002	1,03
	максимальні абсолютні відхилення, $\Delta k^a_{д\,max}$	0,017	0,012	-0,005	0,71
	середні відносні відхилення, $\Delta\overline{k}^o_д$	0,4186	0,4448	0,0262	1,06
	максимальні відносні відхилення, $\Delta k^o_{д\,max}$	1,108	0,880	-0,228	0,79
Логарифм питомого електроопору, $\lg\rho$, %	середні значення, $\lg\overline{\rho}$	3,41	2,53	-0,88	0,74
	середні абсолютні відхилення, $\Delta\lg\overline{\rho}_a$	0,118	0,172	0,054	1,46
	максимальні абсолютні відхилення, $\Delta\lg\rho^a_{max}$	0,46	0,27	-0,19	0,59
	середні відносні відхилення, $\Delta\lg\overline{\rho}_o$	3,21	7,78	4,57	2,42
	максимальні відносні відхилення, $\Delta\lg\rho^o_{max}$	9,85	10,76	-9,09	1,09

За середнім вмістом компонентів органічної маси не встановлено значних відмінностей між типами антрацитових шахтопластів за середнім вмістом вуглецю (різниця у 1,01 рази), водню (у 0,92 рази) та азоту (у 0,91 рази).

Незначні відмінності спостерігалися також між середніми значеннями коефіцієнтів відновленості (в 1,11 рази) та питомою вагою органічної маси (у 1,03 рази). Такі результати отримані незважаючи на те, що показники $k_в$ та $k_д$ покладено в основу визначення однотипності чи різнотипності антрацитових шахтопластів.

Максимальні невідповідності встановлені між середніми значеннями вмістом кисню (відмінності у 0,69 рази) та логарифмом питомого електроопору (у 0,74 рази). Виходячи з логіки визначення однотипності шахтопластів, менші значення показників повинні сприяти близькості пар шахтопластів, тому що в цьому випадку зменшується ймовірність варіації аналізованих показників.

У разі розгляду середніх значень вмісту кисню та логарифму питомого електроопору зазначена логіка не підтвердилася. Їхні середні значення для сукупності однотипних шахтопластів суттєво перевищували середні значення для різнотипних антрацитів.

Відповідно до [9] стверджується, що абсолютна величина вмісту кисню зменшується, а відносна помилка його визначення зростає при посиленні впливу метаморфічних процесів (скороченні V_V^{daf}). Вміст кисню визначається як різниця, якої бракує до 100% до суми вуглецю, водню та азоту. На величині вмісту кисню позначаються помилки визначення цих елементів. Така версія, пов'язана з похибками визначення вмісту кисню, підтвердилася лише частково щодо типів пар шахтопластів кам'яного вугілля та антрацитів (табл. 5).

Таблиця 5 – Результати перевірки відповідності точності визначення кисню розрахунковим способом за сумою основних компонентів органічної маси

Компоненти органічної маси	Середні значення вмісту основних компонентів в органічній масі [9]			
	кам'яне вугілля		антрацити	
	однотипні шахтопласти	різнотипні шахтопласти	однотипні шахтопласти	різнотипні шахтопласти
Середній вміст вуглецю, $\overline{C}_o$, %	87,50	85,98	95,25	96,24
Середній вміст кисню, $\overline{O}_o$, %	5,89	7,19	1,55	1,07
Середній вміст водню, $\overline{H}_o$, %	5,21	5,26	1,82	1,62
Середній вміст азоту, $\overline{N}_o$, %	1,40	1,59	1,29	1,17
Σ	100,00	100,02	99,91	100,10

Для обох типів кам'яного вугілля значення середнього вмісту кисню відповідно становили 5,89 та 7,19%. Для антрацитів значення цих показників були значно нижчими – відповідно 1,55 та 1,07%. Сума аналізованих компонентів органічної маси для однотипного кам'яного вугілля строго дорівнювала 100%, а для різнотипних вона відрізнялася від ста відсотків всього на 0,02%. Для антрацитових шахтопластів відмінності суми основних компонентів від ста відсотків були справді значнішими. Для однотипних

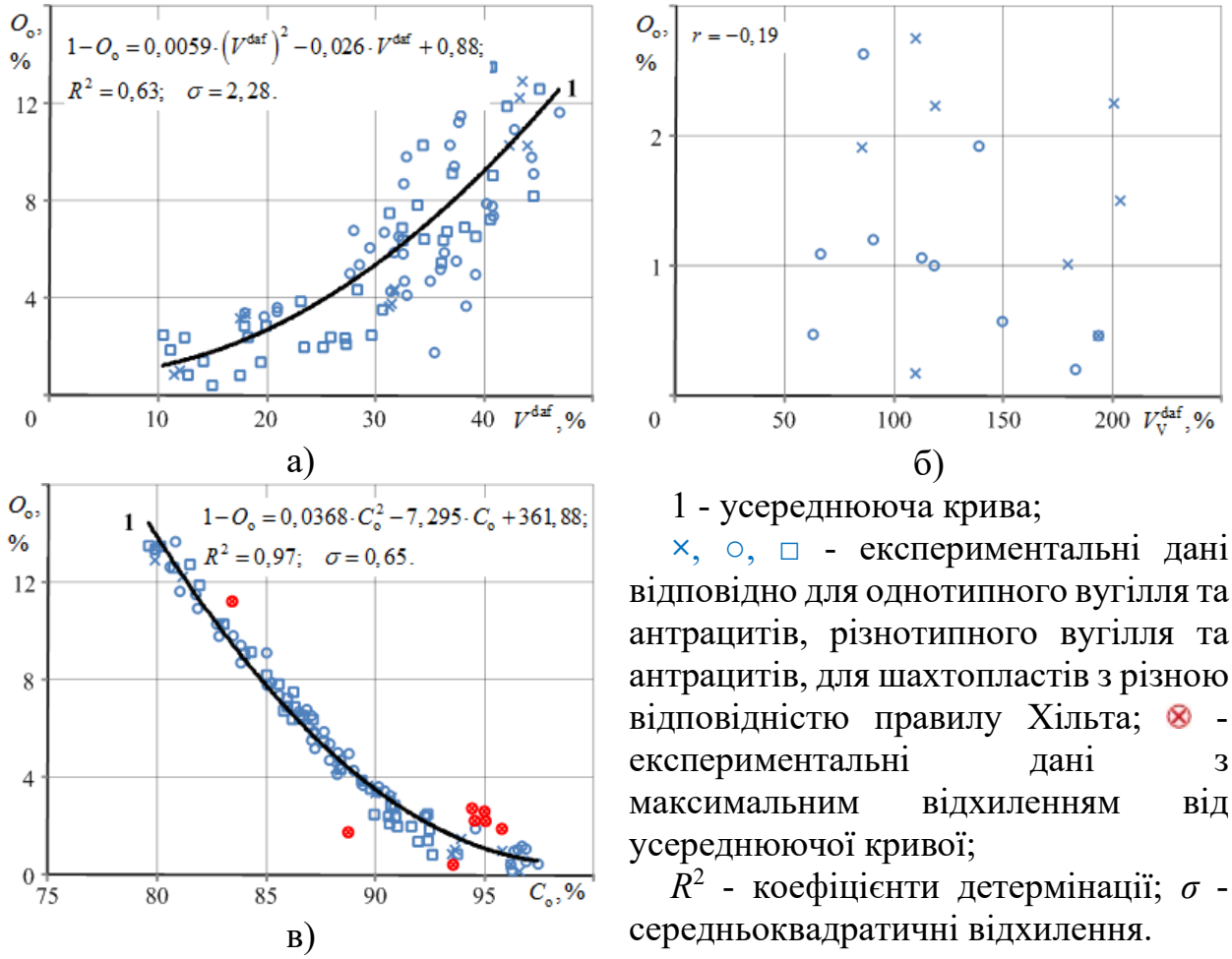
шахтопластів вона була меншою на 0,09% (100-99,91), а для різнотипних – перевищувала на 0,10% (100,10-100). Якщо навіть ці відхилення від 100% відносити тільки до середніх значень вміст кисню в органічній масі антрацитів (1,55 та 1,07%), то похибка визначення вмісту кисню для обох випадків не перевищуватиме десяти відсотків. Відмінності ж у середньому вмісті кисню для однотипних (1,55%) та різнотипних (1,07%) антрацитів відрізняються між собою більш ніж на 30÷40%. Це свідчить про не випадковість вищого вмісту кисню в органічній масі однотипних антрацитів у порівнянні з різнотипними парами шахтопластів, що суперечить загальній логіці визначення відновленості вугілля. При встановленні однотипних пар шахтопластів кам'яного вугілля та антрацитів в обох випадках передбачається [9] зразкову рівність вмісту кисню в органічній масі при однаковому ступені метаморфічних перетворень шахтопластів (рівності V^{daf} для кам'яного вугілля та $V_{\mathrm{V}}^{\mathrm{daf}}$ для антрацитів).

Різнотипні пари шахтопластів, за однакового ступеня їх метаморфізму, визначаються істотною різницею вмісту кисню. В обох випадках встановлення типу відновленості кам'яного вугілля та антрацитів основними критеріями є вміст кисню та ступінь метаморфічних перетворень шахтопластів. Одним із основних наслідків метаморфічних перетворень вугільних шахтопластів є зміна елементного складу органічної маси. Виходячи з цього логічно розглянути зміну елементного вмісту всіх основних компонентів органічної маси від прийнятих показників ступеня метаморфізму (V^{daf} та $V_{\mathrm{V}}^{\mathrm{daf}}$). Враховуючи, що показники V^{daf} та $V_{\mathrm{V}}^{\mathrm{daf}}$ безпосередньо не відображають елементний вміст основних компонентів, паралельно розглянули аналогічні залежності цих компонентів від вмісту вуглецю.

9.3. Вихід летких речовин та вміст вуглецю як показники ступеня метаморфічних перетворень

На відміну від показників V^{daf} та $V_{\mathrm{V}}^{\mathrm{daf}}$ вміст вуглецю більш надійно визначає вміст кисню на всіх стадіях перетворення як кам'яного вугілля, так й антрацитів (рис. 4). Це слідує із слабкої кореляційної залежності вмісту кисню від V^{daf} (рис. 4, а) та її відсутність для $V_{\mathrm{V}}^{\mathrm{daf}}$ (рис. 4, б). Залежність скорочення вмісту кисню при посиленні метаморфічних перетворень (зростанні C_{o}) на усіх стадіях характеризується (рис. 4, в) практично функціональною залежністю (коефіцієнт детермінації R^2=0,97). Слід зазначити, що на тісноту кореляційної залежності не вплинуло навіть додаткове залучення даних про вміст кисню та вуглецю для 41 шахтопласту (вся розглянута сукупність 109 шахтопластів), для яких згідно з [9] не виконується правило Хільта. Відповідно до цього правила зі збільшенням стратиграфічної глибини залягання шахтопластів вихід летких речовин у вугіллі знижується, тобто посилюється ступінь метаморфічних перетворень. Використовуючи як показник метаморфізму V^{daf} для значної частини шахтопластів кам'яного вугілля виявлено невідповідність значень V^{daf}

правилу Хільта. При цьому попередньо встановлено, що при використанні як показника метаморфізму C_o невідповідності правилу Хільта усуваються.



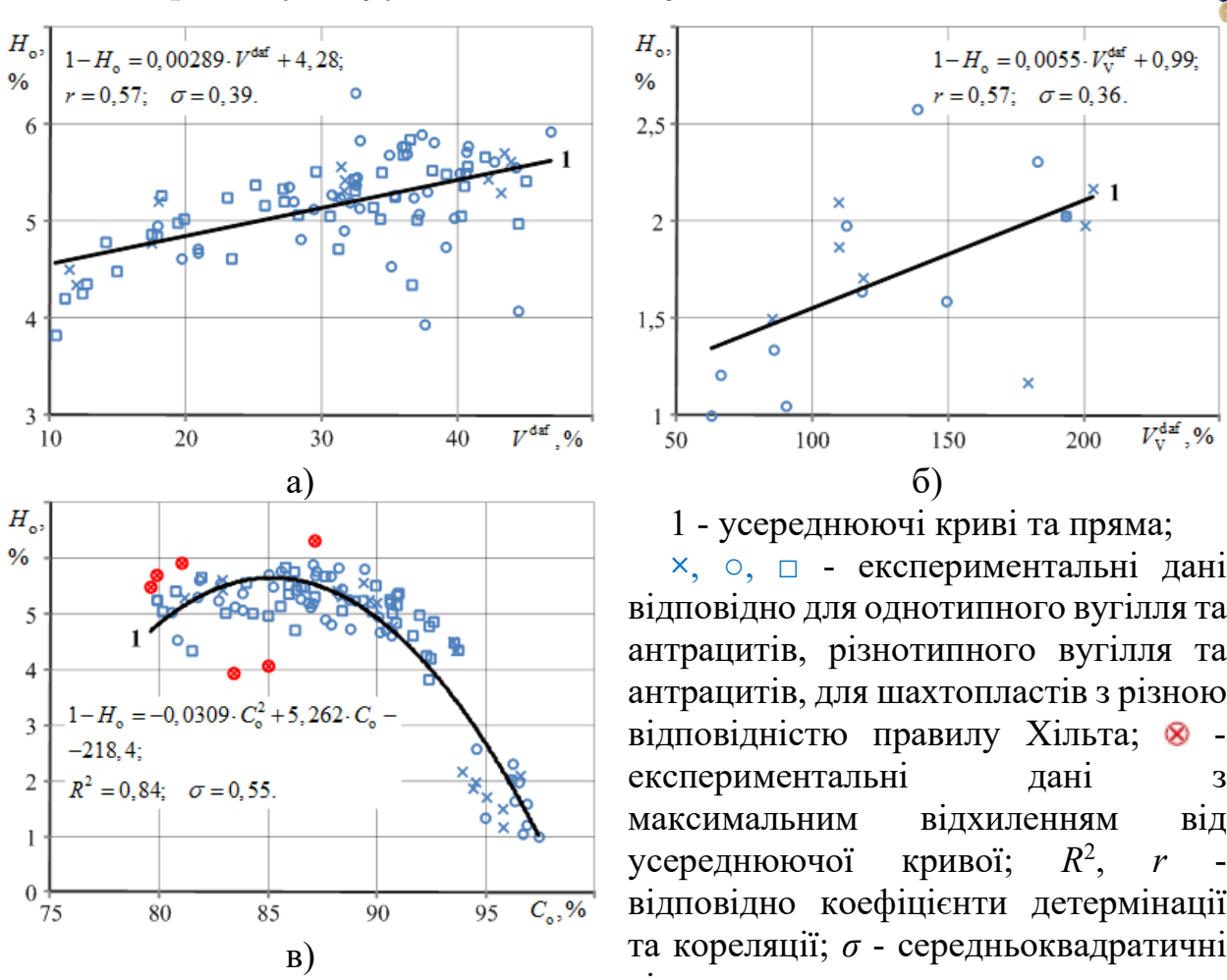
1 - усереднююча крива;

×, ○, □ - експериментальні дані відповідно для однотипного вугілля та антрацитів, різнотипного вугілля та антрацитів, для шахтопластів з різною відповідністю правилу Хільта; ⊗ - експериментальні дані з максимальним відхиленням від усереднюючої кривої;

R^2 - коефіцієнти детермінації; σ - середньоквадратичні відхилення.

Рисунок 4 - Залежність вмісту кисню в органічній масі (O_o) від вагового виходу летких речовин (а), об'ємного виходу летких речовин (б) та від вмісту вуглецю (в) згідно з даними [9].

Приймаючи як показник метаморфізму вміст вуглецю замість виходу летких речовин, можна довести не лише справедливість правилу Хільта, а й пояснити закономірність різного вмісту кисню та інших основних компонентів за однакового ступеня метаморфічних перетворень шахтопластів. Вирішення цих питань, на відміну від споживчих якостей вугілля, має більш важливе значення при прогнозі небезпечних властивостей шахтопластів. Для з'ясування справжніх причин розподілу шахтопластів на типи по відновленості кам'яного вугілля та антрацитів, а також невідповідність правилу Хільта, розглянули зміни елементного вмісту водню (H^o) та азоту (N^o) в органічній масі по мірі посилення впливу метаморфічних процесів (рис. 5 та 6).



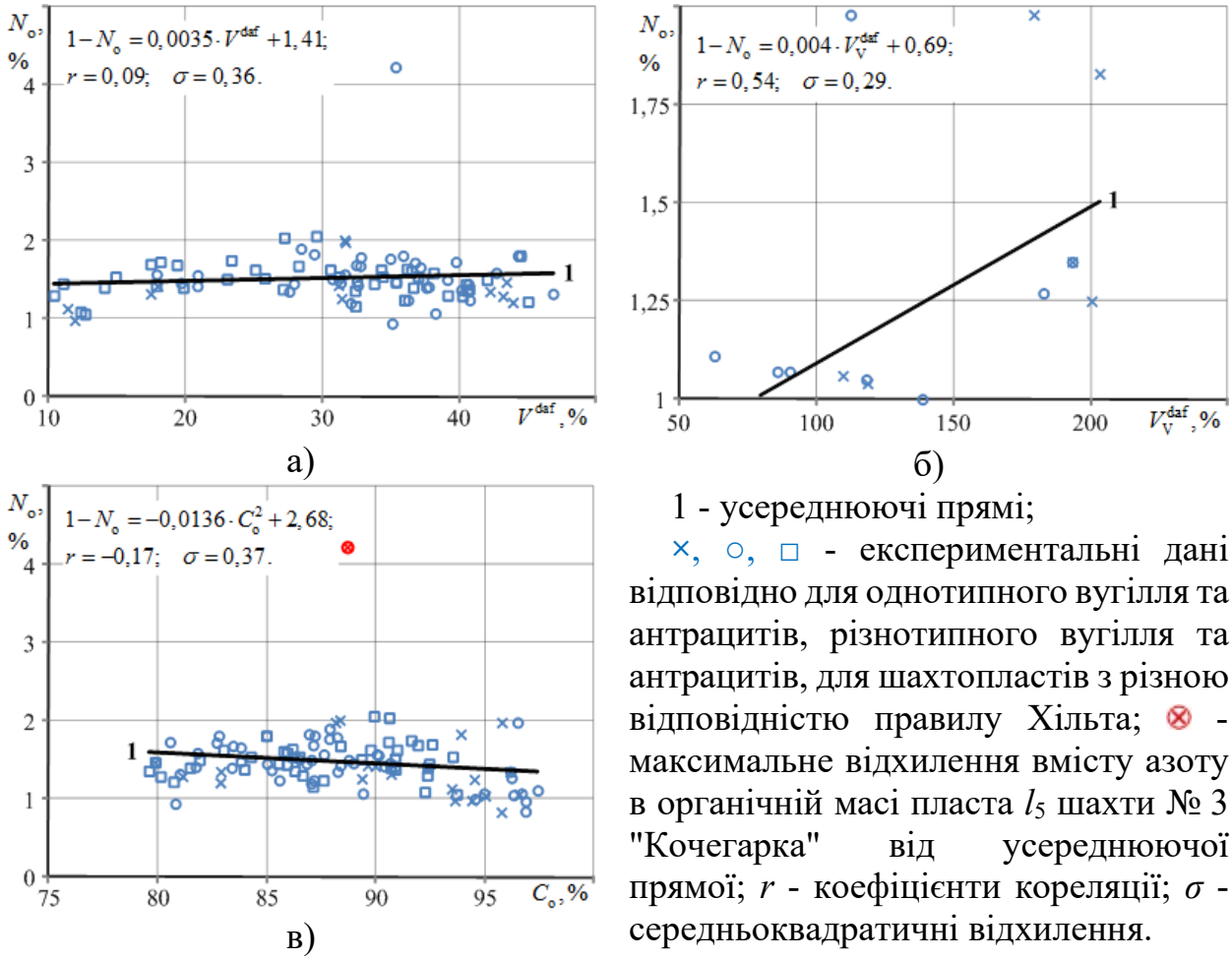
1 - усереднюючі криві та пряма; ×, ○, □ - експериментальні дані відповідно для однотипного вугілля та антрацитів, різнотипного вугілля та антрацитів, для шахтопластів з різною відповідністю правилу Хільта; ⊗ - експериментальні дані з максимальним відхиленням від усереднюючої кривої; R^2, r - відповідно коефіцієнти детермінації та кореляції; σ - середньоквадратичні відхилення.

Рисунок 5 - Залежність вмісту водню в органічній масі (H_o) від вагового виходу летких речовин (а), об'ємного виходу летких речовин (б) та від вмісту вуглецю (в) згідно з даними [9].

Показники V^{daf} та V_V^{daf}, порівняно з C_o, по різному характеризують зміну вмісту водню (H^o) по мірі посилення впливу процесів метаморфізму. Для показників V^{daf} та V_V^{daf} встановлено слабку прямо-пропорційну залежність (рис. 5, а і б). Коефіцієнти кореляції (r) в обох випадках дорівнюють 0,57. Зміна ж вмісту водню від вуглецю відбувається за нелінійною залежністю (рис. 5, в). Коефіцієнт детермінації (R^2=0,84) характеризує тісний кореляційний зв'язок. Це свідчить, що показники V^{daf} та V_V^{daf} відображають, порівняно із вмістом вуглецю, різні аспекти метаморфічних перетворень кам'яного вугілля та антрацитів, які необхідні для встановлення їх споживчих якостей.

Зміна вмісту азоту в органічній масі незначною мірою залежить як від показників V^{daf} та V_V^{daf}, так й від вмісту вуглецю (рис. 6). У всіх випадках про це свідчать досить низькі коефіцієнти кореляції (r=0,09 для V^{daf}), (r=0,54 для V_V^{daf}) та (r=-0,17 для C_o). Вміст азоту на всіх стадіях метаморфізму, зазвичай, коливався незначно в межах 0,83÷2,01%. В одному випадку спостерігався "дикий" результат, коли вміст азоту (4,23%) у вугіллі пласта l_5 шахти № 3 "Кочегарка" більш ніж у два рази перевищувало максимальні значення для решти шахтопластів (рис. 6, а і в).

Поряд із цим, розглядаючи взаємозалежність між показниками метаморфізму V^{daf} та C_o, аномальних відхилень показників для пласта l_5 від усереднюючої кривої (1) не встановлено (рис. 7, а). Не виявлений також певний взаємозв'язок між вмістом вуглецю та об'ємним виходом летких речовин (рис. 7, б).



1 - усереднюючі прямі;

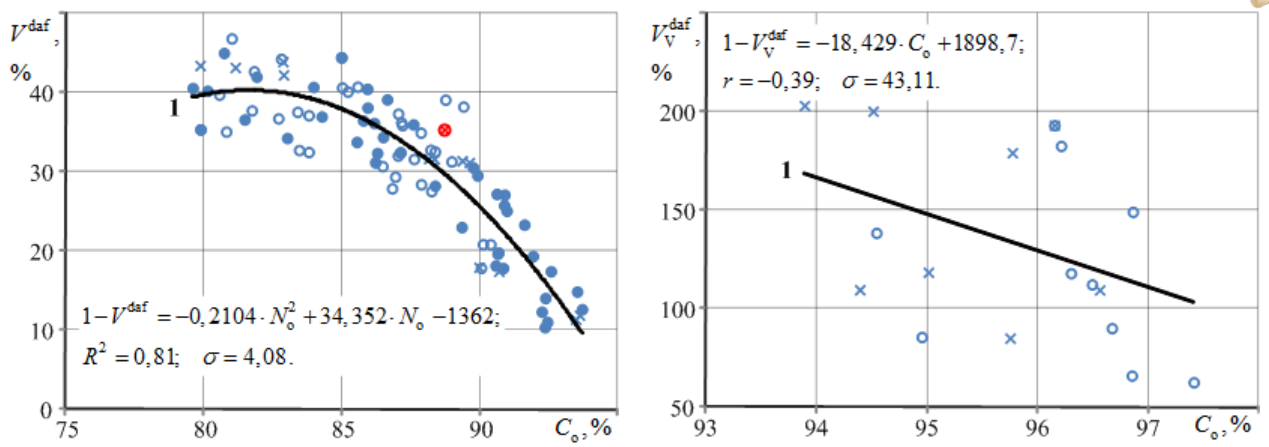
×, ○, □ - експериментальні дані відповідно для однотипного вугілля та антрацитів, різнотипного вугілля та антрацитів, для шахтопластів з різною відповідністю правилу Хільта; ⊗ - максимальне відхилення вмісту азоту в органічній масі пласта l_5 шахти № 3 "Кочегарка" від усереднюючої прямої; r - коефіцієнти кореляції; σ - середньоквадратичні відхилення.

Рисунок 6 - Залежність вмісту азоту в органічній масі (N_o) від вагового виходу летких речовин (а), об'ємного виходу летких речовин (б) та від вмісту вуглецю (в) згідно з даними [9].

Наведені результати свідчать, що при визначенні типів кам'яного вугілля та антрацитів за їх відновленістю не враховуються фактори, крім вмісту кисню, що визначають зміну співвідношення між вмістом інших основних компонентів. Це підтверджується не тільки аномальними відхиленнями вмісту азоту від усереднюючих прямих (рис. 6, а і в), а й значними відхиленнями значень вмісту кисню та водню від усереднюючих кривих (рис. 4, в та 5, в).

Максимальні відхилення від середніх ліній для значень азоту, кисню, водню та відповідні їм вмісти інших компонентів наведені в таблиці 6. Незалежно від індивідуальних співвідношень між компонентами органічної маси (C_o, O_o, H_o, N_o), їх сума у всіх випадках практично дорівнює 100% . З цієї причини навіть при аномальному вмісті одного або декількох компонентів в органічній масі вміст кисню функціонально визначатиметься залежністю:

$$O_o = 100 - \Sigma C_o, H_o, N_o, \%. \quad (2)$$



а) б)

1 - усереднюючі криві та пряма; ×, ○ - експериментальні дані [9] відповідно для однотипних та різнотипних шахтопластів; ● - експериментальні дані V^{daf} [9], які були використані для встановлення відповідності метаморфізму шахтопластів правилу Хільта; ; ⊗ - експериментальні дані показників [9] для пласта l_5 шахти № 3 "Кочегарка"; R^2, r - відповідно коефіцієнти детермінації та кореляції; σ - середньоквадратичні відхилення.

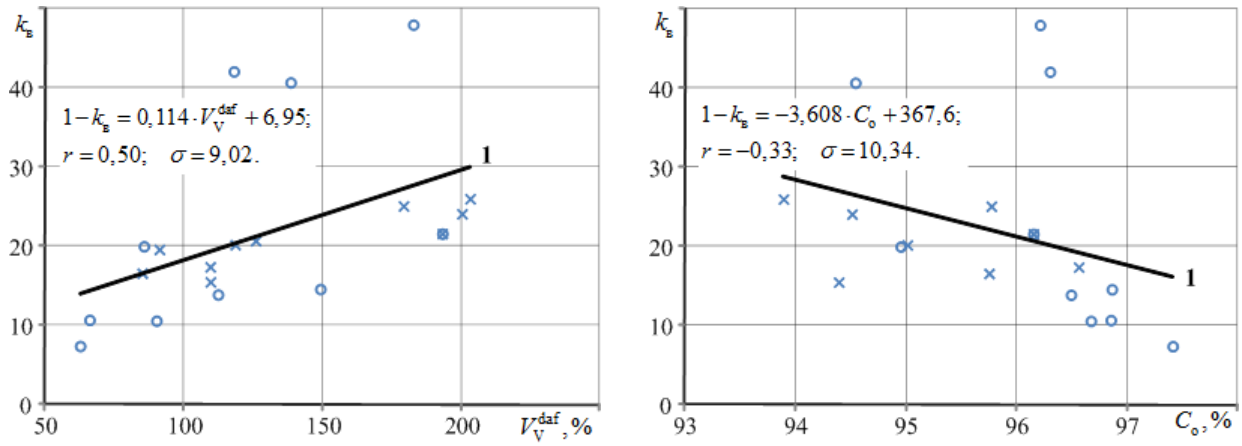
Рисунок 7 - Взаємозалежність між вмістом вуглецю в органічній масі (C_o) з ваговим виходом летких речовин (V^{daf}) при термічному розкладанні кам'яного вугілля (а) та з об'ємним виходом летких речовин (V_V^{daf}) при термічному розкладанні антрацитів (б).

У вуглехімічній карті [9] встановлено невідповідність вмісту кисню ні ступеню метаморфічних перетворень органічної маси, що передбачає зміну елементного складу, а значенню виходу летких речовин. З цієї причини отримані неоднозначні результати визначення типів відновленості як кам'яного вугілля, так і антрацитів.

Зміна співвідношення між елементним складом органічної маси є лише однією із сторін метаморфічних перетворень шахтопластів. Паралельно з цими процесами на різних стадіях метаморфізму відбуваються також зміни у властивостях кам'яного вугілля та антрацитів, пов'язані зі зміною їхньої внутрішньої структури та фізико-хімічних показників. На стадії ізометаморфних антрацитів елементне співвідношення компонентів органічної маси, в тому числі й вміст кисню, малою мірою визначає фізико-хімічні властивості. Цим пояснюється відсутність кореляційних зв'язків коефіцієнтів відновленості як з об'ємним виходом летких речовин (V_V^{daf}), так і з вмістом вуглецю (рис. 8). Показник $k_в$ характеризує молекулярне співвідношення вмісту водню та кисню у газах термічного розкладання антрацитів. Навіть ідентифікація цих газів при визначеності коефіцієнта відновленості не сприяло точності визначення $k_в$ (рис. 2 і 8, а). Показник $k_в$ також малою мірою залежить і від C_o (рис. 8, б).

Таблиця 6 - Відомості про елементний склад основних компонентів органічної маси для шахтопластів з максимальними відхиленнями експериментальних даних [9] від усереднюючих ліній

Компоненти органічної маси	Шахта або номери проб	Індекс шахтопласта	Максимальні відхилення від усереднюючих ліній		Елементний склад на умовно органічну масу, %				Сумарний склад компонентів, %	Примітка
			абсолютні, %	відносні по відношенню до розглянутого компонента, частки	C_o	O_o	H_o	N_o		
N_o	№ 3 "Кочегарка"	l_5	+2,76	+0,65	88,70	1,80	5,27	4,23	100,00	різнотипне кам'яне вугілля
O_o	им. Румянцева	m_3	-0,87	-0,41	90,61	2,14	5,21	2,04	100,00	правило Хілта
	№ 10 им. Артема	l_8	-1,06	-2,35	93,52	0,45	4,49	1,54	100,00	правило Хілта
	им. Мельникова	l_6	+1,82	+0,16	83,39	11,27	3,94	1,40	100,00	різнотипне кам'яне вугілля
	№ 4104	h_8	+1,59	+0,58	94,39	2,76	1,87	0,98	100,00	однотипні антрацити
	№ 4054	k_2	+1,13	+0,50	94,51	2,26	1,98	1,25	100,00	однотипні антрацити
	№ 4387	k_5	+1,27	+0,57	95,01	2,24	1,71	1,04	100,00	однотипні антрацити
	№ 4306	h_8	+1,16	+0,60	95,75	1,92	1,50	0,83	100,00	однотипні антрацити
	№ 4236	l_2	+0,81	+0,42	94,54	1,93	2,58	1,00	100,05	різнотипні антрацити
	№ 4508	k_5	+1,70	+0,64	94,95	2,64	1,34	1,07	100,00	різнотипні антрацити
H_o	№ 2 "Трудовская"	l_3	+0,90	+0,16	79,60	13,54	5,50	1,36	100,00	правило Хілта
	№ 1/2	l_2	+1,03	+0,18	79,87	12,95	5,71	1,47	100,00	однотипне кам'яне вугілля
	№ 1/2	k_8	+0,85	0,14	81,01	11,67	5,93	1,32	99,93	різнотипне кам'яне вугілля
	им. Мельникова	l_2	-1,52	-0,37	84,98	9,15	4,08	1,81	100,02	різнотипне кам'яне вугілля
	им. Мельникова	l_6	-1,63	-0,41	83,39	11,27	3,94	1,40	100,00	різнотипне кам'яне вугілля
	№ 19/20	l_7^1	+0,85	+0,13	87,12	5,86	6,33	1,69	101,00	різнотипне кам'яне вугілля

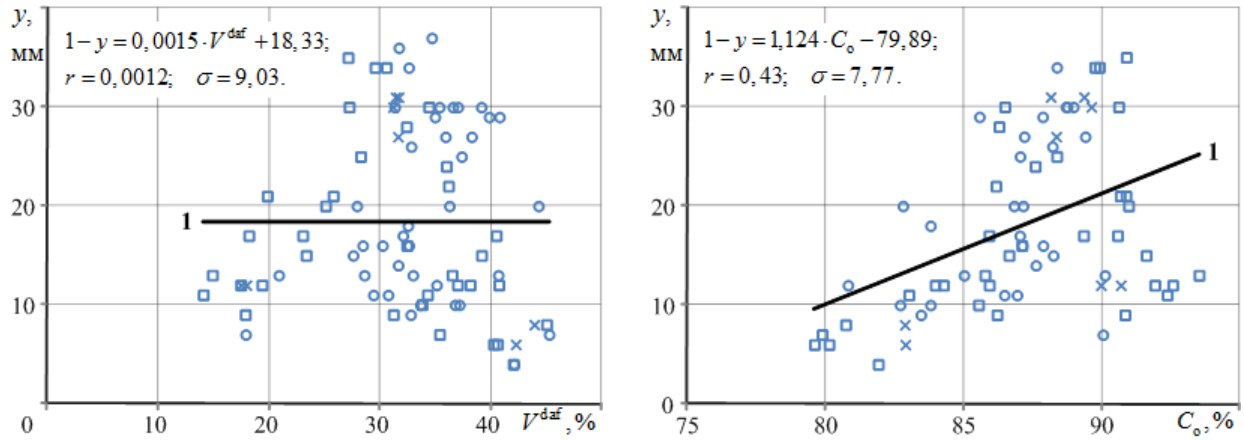


а) б)

1 - усереднюючі лінії; ×, ○ - експериментальні дані відповідно для однотипних та різнотипних антрацитів; r - коефіцієнти кореляції; σ - середньоквадратичні відхилення.

Рисунок 8 - Залежність коефіцієнта відновленості ($k_в$) від об'ємного виходу летких речовин (а) та від вмісту вуглецю (б) згідно з даними [9].

Показники V^{daf} та C_o не характеризують одноосібно таку властивість кам'яного вугілля, як товщина (y) пластичного шару (рис. 9).

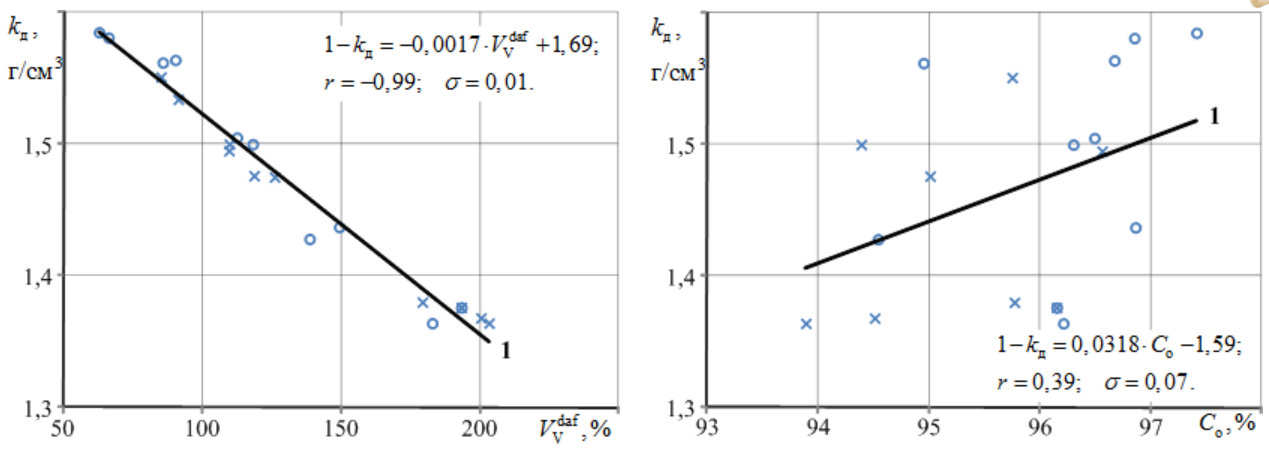


а) б)

1 - усереднюючі лінії; ×, ○ - експериментальні дані відповідно для однотипних та різнотипних антрацитів; r - коефіцієнти кореляції; σ - середньоквадратичні відхилення.

Рисунок 9 - Залежність товщини пластичного шару (y) від вагового виходу летких речовин (а) та від вмісту вуглецю (б) згідно з даними [9].

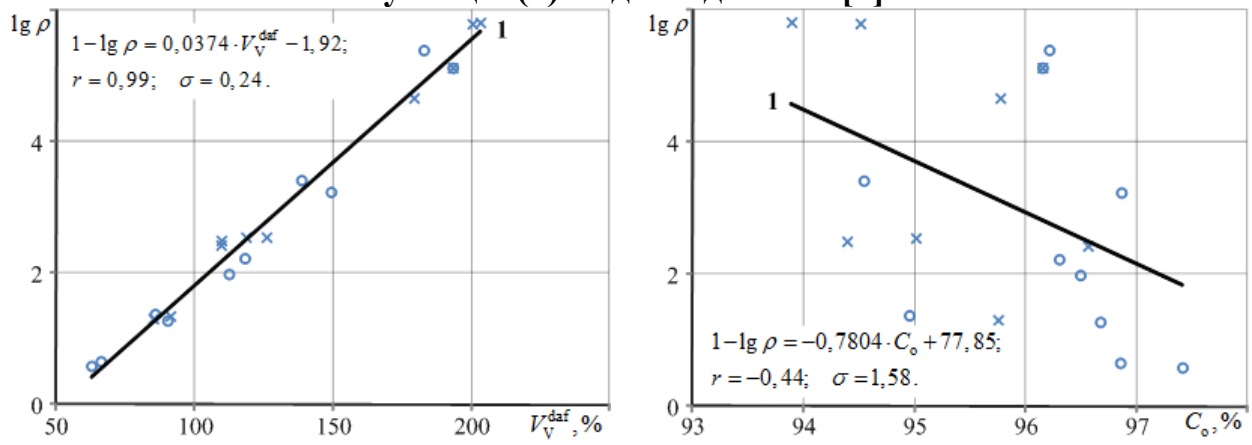
Перевага V_V^{daf} перед C_o полягає в точності характеристики фізико-електромеханічних властивостей антрацитів (рис.10 та 11). Це свідчить, що при прогнозі небезпечних властивостей шахтопластів, крім вмісту та відношення між собою основних компонентів органічної маси, необхідно додатково розглядати показники, що характеризують фізико-механічні властивості кам'яного вугілля та антрацитів.



а) б)

1 - усереднюючі лінії; ×, ○ - експериментальні дані відповідно для однотипних та різнотипних антрацитів; r - коефіцієнти кореляції; σ - середньоквадратичні відхилення.

Рисунок 10 - Залежність питомої ваги органічної маси ($k_д$) від об'ємного виходу летких речовин (а) та від вмісту вуглецю (б) згідно з даними [9].



а) б)

Рисунок 11 - Залежність логарифма питомого електроопору ($\lg\rho$) від об'ємного виходу летких речовин (а) та від вмісту вуглецю (б) згідно з даними [9].

9.4. Вплив органічної сірки на співвідношення між основними компонентами органічної маси

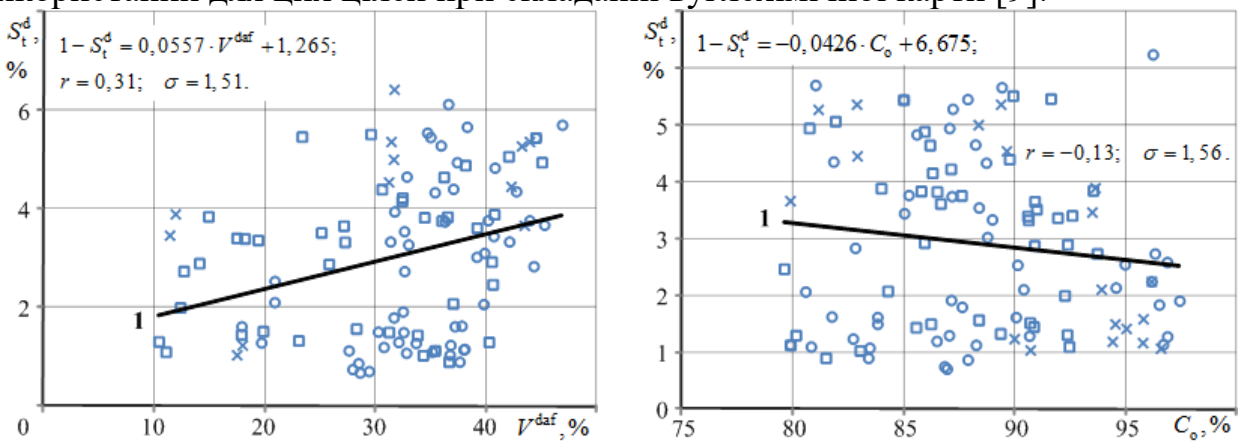
Значною мірою деякі невідповідності визначення типів кам'яного вугілля та антрацитів по різниці вмісту кисню були викликані тим, що у складі органічної маси спільно з вуглецем, воднем, азотом та киснем не було розглянуто вміст органічної сірки (S_o). Вміст органічної сірки генетично відноситься лише до органічної маси [11], тому при визначенні небезпечних властивостей шахтопластів її вміст необхідно розглядати разом з іншими основними компонентами C_o, O_o, H_o, N_o. Загальний вміст суми основних компонентів в органічній масі (Σ C_o, H_o, N_o, O_o, S_o) становить близько ста відсотків. В цьому

випадку вміст кисню необхідно розраховувати не за рівнянням (2), а визначати виходячи із залежності:

$$O_o = 100 - \Sigma C_o, H_o, N_o, S_o, \%. \quad (3)$$

Можливий перерозподіл співвідношення між основними компонентами органічної маси при їхньому спільному розгляді з органічною сіркою можна оцінити виходячи зі вмісту загальної сірки (рис. 12). Загальна сірка не відноситься до показників метаморфічних перетворень шахтопластів, що підтверджується відсутністю кореляційних зв'язків як V^{daf}, так й C_o. Її вміст на всіх стадіях метаморфічних перетворень аналізованої сукупності шахтопластів здебільшого перебував у інтервалі 1,0÷6,0%.

Вміст загальної сірки у вугіллі шахтопластів інших басейнів коливається від 0,2 до 10% [11]. Сірка - небажана та шкідлива частина палива. При спалюванні вугілля вона виділяється у вигляді SO_2, забруднюючи та отруюючи навколишнє середовище та викликаючи корозію металевих поверхонь, зменшує теплоту згоряння палив, а при коксуванні переходить у кокс, погіршуючи його властивості та якість металу. Вибір шляхів використання вугілля частково залежить від вмісту в них загальної сірки та її різновидів. Саме з цієї причини вміст загальної сірки є найважливішим показником якості вугілля і він був використаний для цих цілей при складанні вуглехімічної карти [9].



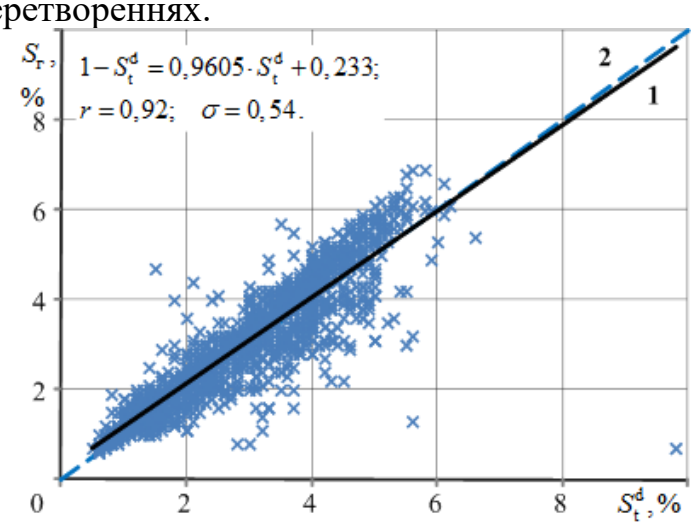
а) б)

1 - усереднюючі лінії; ×, ○ - експериментальні дані [9] відповідно для однотипного кам'яного вугілля та антрацитів, різнотипного кам'яного вугілля та антрацитів, шахтопластів з різною відповідністю правилу Хільта; r - коефіцієнти кореляції; σ - середньоквадратичні відхилення.

Рисунок 12 - Залежність вмісту загальної сірки (S_t^d) від виходу летких (V^{daf}) речовин (а) та від вмісту (C_o) вуглецю (б).

Загальна сірка (S_t^d) значною мірою визначає вміст сірки у горючій частині палива (рис.13). У свою чергу, виходячи з попереднього збагачення аналітичних проб і виходу золи, як правило, менше 10%, можна стверджувати про приблизну рівність між $S_г$ та S_o. У цьому випадку при середньоквадратичному відхиленні вмісту сірки у горючій частині 0,54% та використанні правила "трьох сигм", з високою ймовірністю відхилення від усереднюючої прямої показник вмісту сірки в органічній масі становитиме ±1,62%. Загальний діапазон нерівномірності

абсолютної зміни сірки в органічній масі становитиме не менше трьох відсотків. Такі можливі коливання вмісту органічної сірки для аналізованої сукупності шахтопластів повністю перекривають різницю за середнім вмістом компонентів між однотипним та різнотипним кам'яним вугіллям (табл. 2), а також між антрацитами різних типів (табл. 4). Так для кам'яного вугілля абсолютна середня різниця між їхніми типами за вмістом вуглецю склала 1,52%, кисню – 1,30%, водню – 0,05% та азоту – 0,19%. Для антрацитів зазначена різниця відповідно склала для вуглецю – 0,99%, кисню – 0,48%, водню – 0,15% та азоту – 0,12%. Середня абсолютна різниця між типами шахтопластів кам'яного вугілля та антрацитів за сумарним вмістом компонентів (C_o, O_o, H_o, N_o) відповідно дорівнювала 3,06 та 1,74%. Ці цифри цілком зіставні з можливими коливаннями вмісту сірки в органічній масі (≈3,0%) і свідчать про її важливу роль у перерозподілі частки вмісту між усіма основними компонентами при метаморфічних перетвореннях.



1 - усереднююча пряма; 2 - бісектриса координатної сітки;
× - експериментальні дані [15, 16]; r - коефіцієнт кореляції;
σ - середньоквадратичне відхилення.

Рисунок 13 - Взаємозалежність вмісту сірки в горючій частини палива (S_r) та загальної сірки (S_t^d).

Органічна сірка як різновид вивчена недостатньо, тому що відсутні методи виділення органічних сполук з вугілля [11]. Органічну сірку визначають розрахунковим шляхом:

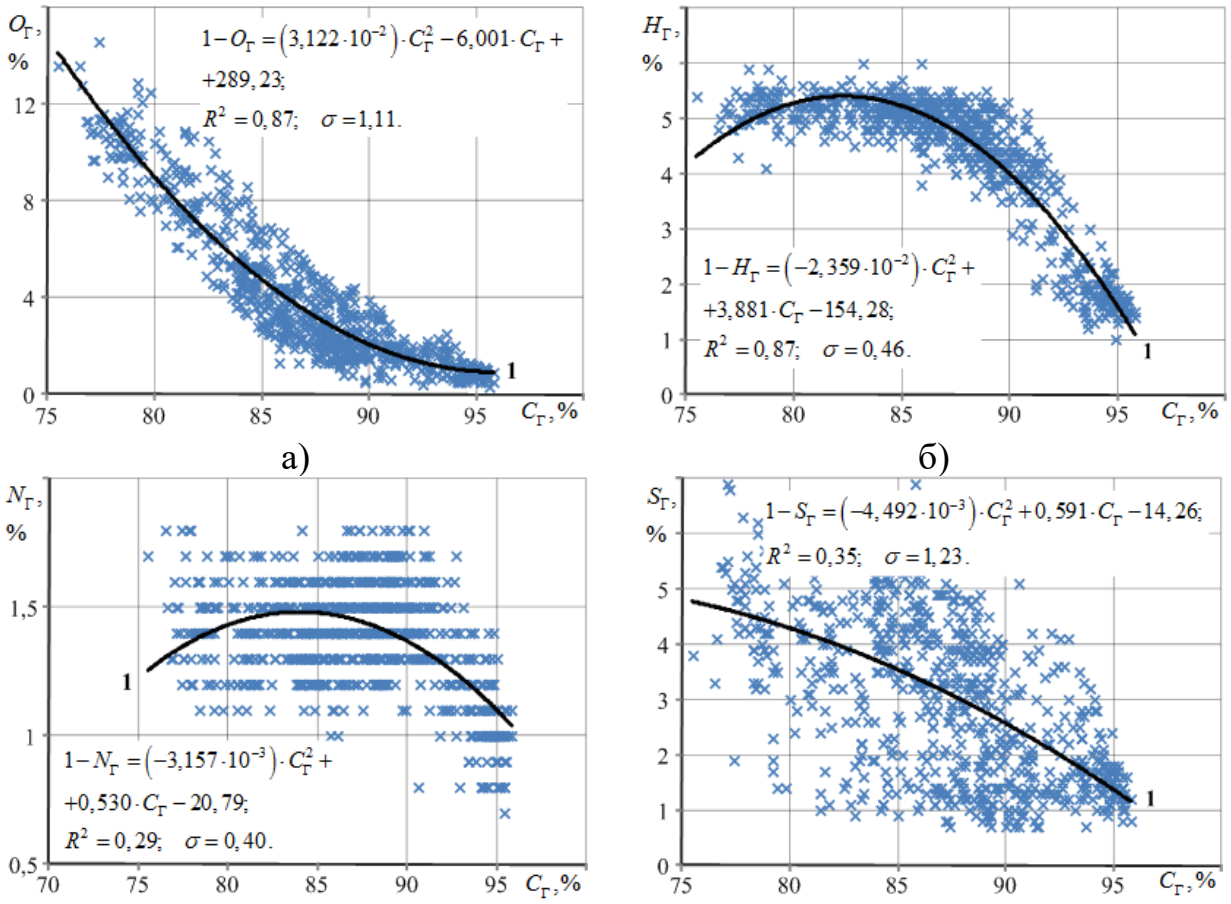
$$S_o = S_t^d - \left(S_p + S_{SO_4}\right), \%, \tag{4}$$

де S_p - частина загальної сірки вугілля, що входить до складу неорганічної маси вугілля у вигляді дисульфідів металів (піриту та марказиту), %;

S_{SO_4} - сірка сульфатна, що входить до складу неорганічної маси вугілля, %.

Вміст сульфатної сірки (S_{SO_4}) невеликий і зазвичай становить 0,1÷0,2% [11]. З цієї причини вміст органічної сірки визначається, в основному, різницею між загальною сіркою та сіркою S_p, що входить до складу неорганічної частини палива. Враховуючи, що основну частку неорганічної маси вугілля становить її

негорюча частина, а зольність аналітичних проб не перевищує 10%, значення вмісту органічної сірки буде максимально наближені до вмісту сірки в горючій частині палива. Використовуючи ці обставини, розглянули зміни вмісту основних компонентів горючої частини палива, включаючи вміст сірки $S_г$, по мірі посилення впливу (зростання $C_г$) метаморфічних процесів (рис. 14). Це дало змогу оцінити вплив вмісту сірки у горючій (органічній) частині на перерозподіл співвідношення між іншими основними компонентами.



1 - усереднюючі криві; × - експериментальні дані [15];
R^2 - коефіцієнти детермінації; σ - середньоквадратичні відхилення від усереднюючих кривих.

Рисунок 14 - Залежність вмісту кисню (а), водню (б), азоту (в) та сірки (г) у горючій частині палива від вмісту вуглецю для шахтопластів кам'яного вугілля та антрацитів.

Спільний розгляд сірки в горючій частині палива із вмістом вуглецю, кисню, водню та азоту суттєво вплинув на тісноту кореляційних зв'язків між ними. Особливо значущий вплив спільний розгляд сірки в горючій частині вплинуло на зміну вмісту кисню (рис. 14, а). Порівняно зі зміною кисню ($O_о$) в органічній масі (рис. 4, в), спостерігається, насамперед, зниження коефіцієнта детермінації (R^2) з 0,97 до 0,87 та збільшення середньоквадратичних відхилень від усереднюючих кривих (σ) з 0,65 до 1,11% (табл. 7).

Таблиця 7 - Результати статистичної обробки експериментальних даних [9, 15] щодо встановлення кореляційних залежностей між основними компонентами органічної маси та горючої частини палива шахтопластів Донецького та Львівсько-Волинського басейнів

Компонент органічної маси або горючої частини	Кіль-кість оброблених пар даних	Рівняння кореляційного зв'язку	Показники тісноти кореляційного зв'язку	
			R^2	σ, %
Органічна маса [9]				
кисень	109	$O_o = \left(3,681 \cdot 10^{-2}\right) \cdot C_г^2 - 7,295 \cdot C_г + 361,88;$	0,97	0,65
водень	109	$H_o = \left(-3,09 \cdot 10^{-2}\right) \cdot C_г^2 + 5,262 \cdot C_г - 218,4;$	0,84	0,55
азот	109	$N_o = \left(-5,073 \cdot 10^{-3}\right) \cdot C_г^2 + 0,884 \cdot C_г - 36,95;$	0,14	0,39
загальна сірка	109	$S_t^d = \left(-1,411 \cdot 10^{-2}\right) \cdot C_г^2 + 2,455 \cdot C_г - 103,51;$	0,07	1,53
Горюча частина [15]				
кисень	734	$O_г = \left(3,122 \cdot 10^{-2}\right) \cdot C_г^2 - 6,001 \cdot C_г + 289,23;$	0,87	1,11
водень	734	$H_г = \left(-2,359 \cdot 10^{-2}\right) \cdot C_г^2 + 3,881 \cdot C_г - 154,28;$	0,87	0,46
азот	734	$N_г = \left(-3,157 \cdot 10^{-3}\right) \cdot C_г^2 + 0,530 \cdot C_г - 20,79;$	0,29	0,40
сірка	734	$S_г = \left(-4,492 \cdot 10^{-3}\right) \cdot C_г^2 + 0,591 \cdot C_г - 14,26;$	0,35	1,23
загальна сірка	734	$S_t^d = \left(-5,173 \cdot 10^{-3}\right) \cdot C_г^2 + 0,729 \cdot C_г - 21,48;$	0,35	1,08

Додатковий розгляд сірки в горючій частині палива в сукупності з іншими основними компонентами, судячи з близьких значень R^2 та σ, не мало істотного впливу на нелінійний характер зміни вмісту водню та його кількісні показники. На такі обставини вказують близькі значення коефіцієнтів детермінації та середньоквадратичних відхилень для залежності вмісту водню в органічній масі відповідно R^2=0,84 та σ=0,55 (рис. 5, в) з аналогічними показниками для вмісту водню в горючій частині (рис. 14, б). Це свідчить про те, що співвідношення середніх значень вмісту водню та сірки у процесі метаморфічних перетворень шахтопластів залишаються приблизно постійними як для органічної маси палива, так і для горючої її частини. Приблизно постійні значення вмісту водню в межах 5-6% в обох випадках для більшості шахтопластів спостерігаються відповідно при (C_o>85% та $C_г$>85%) відбувається помітне зниження вмісту водню до мінімальних його значень (≈1,0%) при вмісті вуглецю близько 95%.

Вміст азоту в органічній масі, крім одного аномального випадку (N_o=4,23%), залишався практично постійним у межах одного-двох відсотків (рис. 6, в). У горючій частині палива для багатьох шахтопластів при досягненні значень $C_г$ більше 92% вміст азоту знижувався менше одного відсотка (рис. 14, в). На низький кореляційний зв'язок азоту як в органічній масі палива (N_o), так і в його горючій частині ($N_г$) із вмістом вуглецю (табл. 7), вказують незначні коефіцієнти

детермінації (відповідно 0,14 та 0,29). Середньоквадратичні відхилення були приблизно однаковими (0,39 та 0,40%), що підтверджує знаходження азоту лише в органічній масі вугілля [11].

Зміна вмісту сірки в горючій частині палива має випадковий характер (рис. 14, г). Про це свідчить незначний коефіцієнт детермінації (R^2=0,35) та високе значення середньоквадратичного відхилення від кривої (σ=1,23%). Середньоквадратичне відхилення сірки перевищує цей показник для інших основних компонентів горючої частини вугілля (табл. 7). Це вказує на значну роль сірки у розподілі частки вмісту між основними компонентами як в органічній масі, так і в горючій частині палива. Такий вплив підтверджується істотними значеннями середньоквадратичних відхилень вмісту загальної сірки (S_t^d) від усереднюючих кривих як для її залежності від вмісту вуглецю в органічній масі (σ=1,58%), так і для залежності від вмісту вуглецю в горючій частині палива (σ=1, 10%).

Розгляд вмісту сірки у горючій частині палива ($S_г$) разом із іншими основними компонентами ($C_г$, $O_г$, $H_г$, $N_г$) значною мірою вплинув на перерозподіл співвідношення між ними (рис. 14).

9.5. Стадії метаморфічних процесів відповідно до зміни співвідношення між змістом основних компонентів

Незважаючи на наявність тісних кореляційних залежностей тільки для вмісту кисню та водню від вуглецю (рис. 14, а і б), неможливо констатувати факт контролю вмісту вуглецю над вмістом зазначених компонентів.

Так, на пізніх стадіях метаморфічних перетворень шахтопластів ($C_г$>90%) середньоквадратичне відхилення (σ=1,14%) може значно перевищувати абсолютний вміст кисню, експериментальні значення яких становлять менше одного відсотка для окремих шахтопластів [15]. Висока нерівномірність на усіх стадіях метаморфізму спостерігається й для вмісту водню.

Вміст азоту і сірки на всіх стадіях перетворення вугілля для аналізованої сукупності шахтопластів носить явний випадковий характер (рис. 14, в і г).

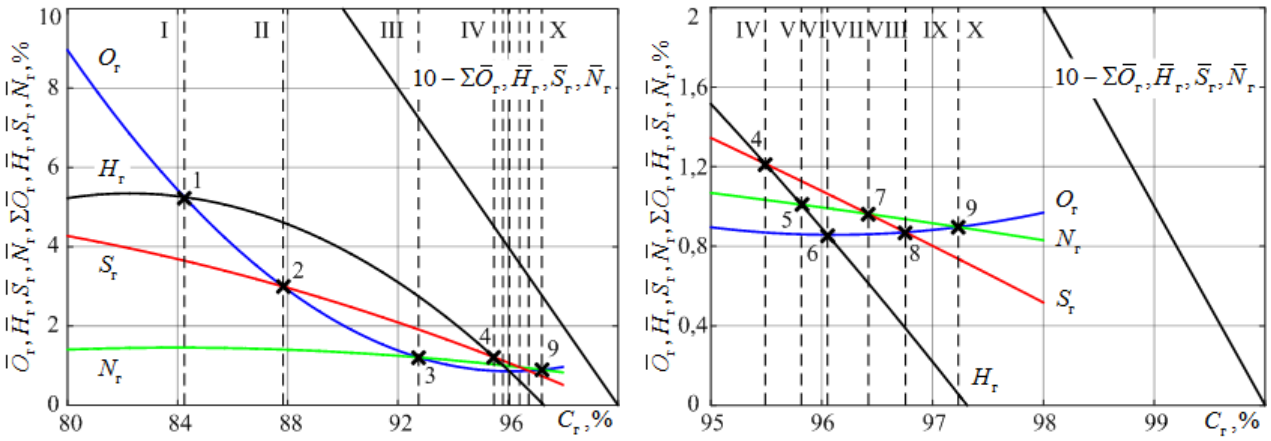
Незважаючи на наведені неоднозначні індивідуальні співвідношення між основними компонентами горючої частини палива та вуглецем, останній достовірно контролює їхню загальну суму. Така достовірність гарантується близькістю суми всіх компонентів горючої частини палива до 100% (з похибкою близько 1,0%) і справедливого для розглянутого випадку рівняння:

$$C_г = 100 - \Sigma O_г, H_г, N_г, S_г, \%. \quad (5)$$

Враховуючи це рівняння та емпіричні залежності (рис. 14, табл. 7), розглянули можливі зміни у співвідношеннях між середніми значеннями основних компонентів горючої частини палива у процесі посилення метаморфічних перетворень (зростання $C_г$) шахтопластів (рис. 15). Кожна точка перетину двох кривих, які характеризують індивідуальну зміну середніх значень вмісту цих компонентів у горючій частині, свідчить про зміну співвідношення в

елементному складі між основними компонентами.

Такі зміни в елементному складі не можуть не впливати на прояв небезпечних властивостей шахтопластів. Шахтопласти для яких показники вмісту основних компонентів $(O_г, H_г, N_г, S_г)$ знаходяться між двома сусідніми точками перетину кривих можна вважати, у першому наближенні, близькими за проявом небезпечних властивостей за фактором метаморфічних перетворень.



а) б)

Рисунок 15 - Графіки зміни середнього вмісту основних компонентів у горючій частині палива $\left(\bar{O}_г, \bar{H}_г, \bar{N}_г, \bar{S}_г\right)$ від вмісту вуглецю ($C_г$) на підставі статистичної обробки експериментальних даних про шахтопласти Львівсько-Волинського басейну [15] а – повний; б – збільшений.

1 ($C_г$=84,24), 2 ($C_г$=87,83), 3 ($C_г$=92,75) - точки перетину середніх кривих зміни вмісту кисню $\left(\bar{O}_г\right)$ відповідно з воднем $\left(\bar{H}_г\right)$, сіркою $\left(\bar{S}_г\right)$ та азотом $\left(\bar{N}_г\right)$ на ранніх, середніх та пізніх стадіях метаморфічних перетворень шахтопластів;

6 ($C_г$=96,06), 8 ($C_г$=96,75), 9 ($C_г$=97,23) - точки перетину середніх кривих зміни вмісту кисню $\left(\bar{O}_г\right)$ відповідно з воднем $\left(\bar{H}_г\right)$, сіркою $\left(\bar{S}_г\right)$ та азотом $\left(\bar{N}_г\right)$ на пізніх стадіях метаморфічних перетворень антрацитових шахтопластів;

4 ($C_г$=95,49), 5 ($C_г$=95,81) - точки перетину усереднюючих кривих водню $\left(\bar{H}_г\right)$ відповідно з сіркою $\left(\bar{S}_г\right)$ та азотом $\left(\bar{N}_г\right)$;

7 ($C_г$=96,66) - точки перетину усереднюючих кривих сірки $\left(\bar{S}_г\right)$ та азотом $\left(\bar{N}_г\right)$;

10 - пряма залежність суми основних компонентів $\left(\Sigma\bar{O}_г, \bar{H}_г, \bar{N}_г, \bar{S}_г\right)$ від вмісту вуглецю;

I, II, III, IV, V, VI, VII, VIII, IX, X - стадії метаморфічних перетворень шахтопластів встановлених за зміною співвідношення між середніми значеннями основних компонентів у горючій частині палива (точками перетину кривих, які описують залежності основних компонентів від вмісту вуглецю).

Координати точки, отриманої в результаті перетину двох кривих,

розрахували аналітичним шляхом, прирівнявши праві частини відповідних рівнянь (табл. 7, рис. 14). В результаті цього у всіх випадках, після відповідних перетворень отримані квадратні тричлени (поліноми другого порядку), рівні нулю. Їхнє рішення дало можливість спочатку визначити координати точок по осі абсцис ($\overline{C}_г$), а потім розрахувати, за відповідними емпіричними залежностями, ординати, які характеризують вміст кожного компонента (табл. 8). У якості контролю точності розрахунків згідно з рівнянням (5) для кожної точки перетину кривих визначалася сума всіх основних компонентів горючої частини палива. Максимальне відхилення від 100% в одному випадку склало 1,12%, в решті відхилення не перевищували половини відсотка, що цілком прийнятно для інженерних розрахунків.

Результатом статистичної обробки даних для аналізованої сукупності шахтопластів [15] встановлено десять характерних стадій їх метаморфічних перетворень за фактором зміни співвідношення між середніми значеннями основних компонентів горючої частини (табл. 8). Кожній стадії метаморфічних перетворень відповідає свій ряд ранжування за середнім вмістом компонентів. Ряди ранжування кожної стадії значно відрізняються між собою, що свідчить про різну схильність шахтопластів до прояву тих чи інших небезпечних властивостей. Наприклад, найбільш схильний до хімічної активності кисень, при послідовному переході від стадії I до стадії IV, він з першого місця в ряду ранжирування перемістився на останнє.

Такі переміщення позначилися і на вмісті інших компонентів. Після втрати киснем лідерства у ряду ранжування на першій стадії, на перше місце на наступних стадіях послідовно виходили показники по середньому вмісту водню (три стадії), сірки (три стадії) і азоту (дві стадії). На завершальній X стадії лідерство повернулося до середнього вмісту кисню. Такі зміни у співвідношеннях між основними компонентами свідчать про важливу роль кожного з них на стадії метаморфічних перетворень. З вказаної причини при прогнозі конкретної небезпечної властивості шахтопласту необхідно розглядати не тільки зміни вмісту вуглецю в процесі метаморфічних перетворень відповідно до рівняння (5), а й кожного основного компонента незалежно від його хімічної активності. З достатньою для прогнозу небезпечних властивостей шахтопластів точністю (близько 1,0%) середній вміст інших компонентів можна розраховувати за такими рівняннями:

$$\overline{O}_г = 100 - \Sigma\overline{C}_г, \overline{H}_г, \overline{N}_г, \overline{S}_г, \quad (6)$$

$$\overline{H}_г = 100 - \Sigma\overline{C}_г, \overline{O}_г, \overline{N}_г, \overline{S}_г, \quad (7)$$

$$\overline{N}_г = 100 - \Sigma\overline{C}_г, \overline{H}_г, \overline{O}_г, \overline{S}_г, \quad (8)$$

$$\overline{S}_г = 100 - \Sigma\overline{C}_г, \overline{H}_г, \overline{O}_г, \overline{N}_г. \quad (9)$$

Але паралельно з цим знання середніх значень компонентів не гарантує достовірне їх ранжування на кожній стадії метаморфічних перетворень шахтопластів. Перестановка в рядах ранжирування в межах кожної стадії

Таблиця 8 - Результати встановлення стадій метаморфічних перетворень шахтопластів по зміні співвідношення основних компонентів горючої частини палива на підставі статистичної обробки експериментальних даних [15]

Стадії перетворення	№№ точок перетину усереднюючих кривих і компоненти з однаковим середнім вмістом		Діапазони зміни вмісту вуглецю та суми інших компонентів, %		Середній вміст основних компонентів у горючій частині палива та їх можливі діапазони зміни в точках перетину усереднюючих кривих, %									Ранжування компонентів за їхніми середніми значеннями в діапазонах між точками перетину усереднюючих кривих	Сума основних компонентів горючої частини, $\Sigma\bar{C}_г, \bar{O}_г, \bar{H}_г, \bar{S}_г, \bar{N}_г$,%
	№№ точок (рис.15)	компонент перетнув. кривих	$C_г$	$\Sigma O_г, H_г, S_г, N_г$	$\bar{C}_г$	кисень		водень		сірка		азот			
						$\bar{O}_г$	$\bar{O}_г \pm 1,21$*	$\bar{H}_г$	$\bar{H}_г \pm 0,46$*	$\bar{S}_г$	$\bar{S}_г \pm 1,23$*	$\bar{N}_г$	$\bar{N}_г \pm 0,40$*		
I	1	$O_г$, $H_г$	<84,24	>15,76	84,24	5,18	3,97÷6,39	5,18	4,72÷5,64	3,59	2,36÷4,82	1,45	1,05÷1,85	$\bar{O}_г, \bar{H}_г, \bar{S}_г, \bar{N}_г$	99,64
II	2	$O_г$, $S_г$	84,24÷87,83	15,76÷12,17	87,83	2,89	1,68÷4,10	4,61	4,15÷5,07	2,89	1,66÷4,12	1,40	1,00÷1,80	$\bar{H}_г, \bar{O}_г, \bar{S}_г, \bar{N}_г$	99,62
III	3	$O_г$, $N_г$	87,83÷92,75	12,17÷7,25	92,75	1,12	0,00÷2,33	2,75	2,29÷3,21	1,85	0,62÷3,08	1,12	0,72÷1,52	$\bar{H}_г, \bar{S}_г, \bar{O}_г, \bar{N}_г$	99,59
IV	4	$H_г$, $S_г$	92,75÷95,49	7,25÷4,51	95,49	0,69	0,00÷1,90	1,18	0,72÷1,64	1,18	0,00÷2,41	1,03	0,63÷1,43	$\bar{H}_г, \bar{S}_г, \bar{N}_г, \bar{O}_г$	98,88
V	5	$H_г$, $N_г$	95,49÷95,81	4,51÷4,19	95,81	0,68	0,00÷1,89	1,01	0,55÷1,47	1,06	0,00÷2,29	1,01	0,61÷1,41	$\bar{S}_г, \bar{H}_г, \bar{N}_г, \bar{O}_г$	99,57
VI	6	$O_г$, $H_г$	95,81÷96,05	4,19÷3,95	96,05	0,77	0,00÷1,98	0,77	0,31÷1,23	0,99	0,00÷2,22	0,99	0,59÷1,39	$\bar{S}_г, \bar{N}_г, \bar{H}_г, \bar{O}_г$	99,57
VII	7	$S_г$, $N_г$	96,05÷96,66	3,95÷3,34	96,66	0,68	0,00÷1,89	0,45	0,00÷0,91	0,88	0,00÷2,11	0,88	0,48÷1,28	$\bar{S}_г, \bar{N}_г, \bar{O}_г, \bar{H}_г$	99,55
VIII	8	$O_г$, $S_г$	96,66÷96,75	3,34÷3,25	96,75	0,74	0,00÷1,95	0,39	0,00÷0,85	0,74	0,00÷1,97	0,93	0,53÷1,33	$\bar{N}_г, \bar{S}_г, \bar{O}_г, \bar{H}_г$	99,55
IX	9	$O_г$, $N_г$	96,75÷97,23	3,25÷2,77	97,23	0,80	0,00÷2,01	0,06	0,00÷0,52	0,66	0,00÷1,89	0,80	0,40÷1,20	$\bar{N}_г, \bar{O}_г, \bar{S}_г, \bar{H}_г$	99,55
X	–	–	>97,23	<2,77	–	–	–	–	–	–	–	–	–	$\bar{O}_г, \bar{N}_г, \bar{S}_г, \bar{H}_г$	–

Примітка: * - середньоквадратичні відхилення від усереднюючих кривих відповідно до значень вмісту кисню, водню, сірки та азоту для аналізованої сукупності шахтопластів

метаморфічних перетворень може бути викликана індивідуальними відхиленнями показників від усереднюючих ліній. Вони характеризуються, певною мірою, середньоквадратичними відхиленнями від усереднюючих кривих. Середньоквадратичні відхилення (σ) від усереднюючих кривих визначені для кожного основного компонента (рис. 14, табл. 7), що дозволило встановити орієнтовні діапазони зміни кожного основного компонента в точках перетину усереднюючих кривих (табл. 8). Індивідуальні коливання вмісту основних компонентів, в відокремлених діапазонах їхнього метаморфізму, можуть змінювати ієрархічні ряди ранжирування по усереднюючим кривими. Наприклад, діапазон зміни кисню для точки 1 (рис. 15, табл. 8) знаходиться в межах 3,97-6,39%; водню 4,72÷5,64%; сірки 2,36÷482%. Будь-який з цих компонентів для окремого шахтопласту може перебувати на першому місці у фактичному ряду ранжирування, який значною мірою може відрізнятися від ряду ранжирування по усереднюючим кривим. На цій стадії метаморфічних перетворень тільки азот за діапазоном його можливого вмісту (1,05÷1,85%) не може перебувати на першому місці в ряду ранжирування. Така картина можливих співвідношень між вмістом окремих компонентів різко змінюється на пізніх стадіях метаморфізму (VIII, IX), коли азот навіть по усереднюючим кривим знаходиться на першому місці в ряду ранжирування. Це пояснюється відносно високою сталістю вмісту азоту на всіх стадіях метаморфічних перетворень шахтопластів та схильністю інших компонентів до їх значного скорочення при посиленні метаморфізму.

Розглянуті приклади свідчать, що співвідношення між основними компонентами горючої (органічної) маси окремих шахтопластів генетично носять випадковий характер. З цієї причини розглядаючи середні показники зміни елементного вмісту компонентів при метаморфічних процесах неможливо достовірно прогнозувати прояв небезпечних властивостей конкретного шахтопласту при веденні гірських робіт.

Розглядаючи одну з можливих сторін метаморфічних перетворень, пов'язану із зміною елементного вмісту основних компонентів у горючій (органічній) масі, необхідно індивідуально враховувати фактичне співвідношення між усіма компонентами кожного шахтопласту. Це дає можливість оцінювати хімічну активність шахтопластів та пов'язаний з нею прояв деяких небезпечних властивостей під час гірничих робіт.

До другої можливої сторони метаморфізму, яка впливає на прояв небезпечних властивостей шахтопластів, відносяться зміни у структурі та фізико-механічні властивості викопного вугілля. Для їхньої характеристики необхідний зовсім інший додатковий комплекс показників, пов'язаних з конкретним видом прояву небезпечної властивості.

Висновки

Проведені дослідження показали великий багатофакторний вплив метаморфічних процесів, як на зміну елементного складу горючої (органічної) маси вихідної речовини, так і його фізико-механічні властивості. Такий спектр змін у складі та властивостях викопного вугілля при метаморфізмі шахтопластів неможливо характеризувати, як це представлено в нормативних документах [4-8], практично одним показником - виходом летких речовин при термічній деструкції палива. Це вказує на необхідність удосконалення нормативної бази щодо безпечного ведення гірничих робіт. При внесенні необхідних коригувань пропонується враховувати встановлені особливості зміни в елементному складі та властивості вугілля при метаморфічних перетвореннях шахтопластів. Вони полягають у наступному:

− один показник метаморфізму, навіть самий універсальний, не може достовірно та всебічно характеризувати зміну співвідношення всіх компонентів горючої (органічної) маси та її властивості;

− при визначенні типу відновленості кам'яного вугілля та однотипності пар шахтопластів не встановлено чітких меж вмісту основних компонентів органічної маси, виходу золи та вмісту загальної сірки. Згідно з діючою методикою вміст загальної сірки та вихід золи більшою мірою впливають на визначення однотипності пар шахтопластів за їх відновленістю порівняно з впливом вмісту кисню. Кількісно така відмінність між впливом зазначених факторів оцінюється у два-три та більше разів. Це свідчить про недоліки чинної методики;

− відсутня логіка у підходах до вибору показників метаморфізму кам'яного вугілля та антрацитів. При більш складній хімічній будові кам'яного вугілля (наявність виходу смоли, бензолу, ненасичених сполук) враховується лише загальний масовий вихід летких речовин без ідентифікації газів, які виділяються. При визначенні відновленості антрацитів та його більш простій хімічній будові робиться ідентифікація газів. Ступінь відновленості визначається відношенням складу водневмісних та кисневмісних сполук (коефіцієнтом відновленості). Як і у разі встановлення однотипності кам'яного вугілля за їх відновленістю, так і для антрацитових шахтопластів є невизначеності у співвідношеннях між впливаючими факторами;

− не встановлено суттєвих відмінностей між однотипними та різнотипними антрацитовими шахтопластами по діапазону зміни об'ємного виходу летких речовин та за вмістом основних компонентів органічної маси, а також за питомою вагою та логарифмом питомого електроопору;

− показники коефіцієнта відновленості та питомої ваги органічної маси покладено в основу визначення однотипності або різнотипності антрацитових шахтопластів, але за зазначеними критеріями немає відчутних відмінностей між цими шахтопластами;

− вміст вуглецю більш надійно, порівняно з масовим та об'ємним виходом летких речовин, визначає вміст кисню на всіх стадіях метаморфічних перетворень як кам'яного вугілля, так й антрацитів;

– використання вмісту вуглецю в органічній масі в якості показника метаморфічних перетворень шахтопластів замість виходу летких речовин усуває невідповідність правилу Хільта про вплив стратиграфічної глибини залягання пластів;

– при визначенні типів кам'яного вугілля та антрацитів за їх відновленості діючою методикою враховується лише вміст кисню, а зміна вмісту інших компонентів не береться до уваги, що призводить до незрозумілих максимальних відхилень від усереднюючих ліній. Незалежно від індивідуального співвідношення між основними компонентами органічної маси, їх сума у всіх випадках практично дорівнює 100%;

– при складанні вуглехімічної карти встановлено невідповідність вмісту кисню ні ступеню метаморфічних перетворень шахтопластів, як передбачалося авторами, а значенням виходу летких речовин. Показник виходу летких речовин переважно відноситься до показників якості палива, а не до критеріїв оцінки метаморфічних перетворень шахтопластів;

– на стадії ізометаморфних антрацитів елементний вміст основних компонентів органічної маси малою мірою визначають їх фізико-механічні властивості;

– показники масового виходу летких речовин та вміст вуглецю одноосібно не характеризують товщину пластичного шару;

– перевага об'ємного виходу летких речовин перед вмістом вуглецю полягає у вищій точності характеристики фізико-електромеханічних властивостей антрацитів. Це свідчить, що при прогнозі небезпечних властивостей шахтопластів крім вмісту та співвідношення між собою основних компонентів органічної маси необхідно додатково розглядати показники, що характеризують фізико-механічні властивості кам'яного вугілля та антрацитів;

– вміст органічної сірки генетично відноситься лише до органічної маси, тому при прогнозі небезпечних властивостей шахтопластів її вміст необхідно розглядати спільно з рештою основних компонентів, що не було зроблено при складанні вуглехімічної карти;

– коливання вмісту органічної сірки для аналізованої сукупності шахтопластів повністю перекривають різницю за середнім вмістом основних компонентів між однотипним та різнотипним кам'яним вугіллям, а також між антрацитами, нібито різних типів;

– кожна точка перетину двох усереднюючих кривих, які характеризують індивідуальну зміну середніх значень вмісту основних компонентів у горючій частині палива, свідчить про зміну співвідношення в елементному складі між компонентами, що розглядаються. Показники співвідношення вмісту між двома точками перетину усереднюючих кривих вказують на можливу близькість шахтопластів щодо прояву їх небезпечних властивостей;

– за результатами статистичної обробки експериментальних даних для аналізованої сукупності шахтопластів встановлено у першому наближенні десять характерних стадій їх метаморфічних перетворень за фактором зміни співвідношення між середніми значеннями основних компонентів горючої частини палива;

– зміни у співвідношеннях між вмістом основних компонентів відіграють важливу роль на кожній стадії метаморфічних перетворень. При прогнозі конкретної небезпечного властивості шахтопласту необхідно розглядати не тільки зміну вмісту вуглецю у процесі метаморфічних перетворень, а й кожного основного компонента, незалежно від його хімічної активності;

– знання середніх значень основних компонентів не гарантує достовірне їх ранжування на кожній стадії метаморфічних перетворень шахтопластів. Перестановки у рядах ранжирування в межах однієї стадії можуть бути викликані індивідуальними відхиленнями показників від усереднюючих ліній;

– співвідношення між вмістом основних компонентів генетично носять випадковий характер для сукупності шахтопластів і суто закономірний індивідуальний характер для шахтопласту, який розглядається окремо;

– розглядаючи одну з можливих сторін метаморфічних перетворень, пов'язану зі зміною елементного вмісту основних компонентів, необхідно індивідуально враховувати фактичне співвідношення між усіма основними компонентами кожного шахтопласту.

До другої можливої сторони прояву метаморфізму, якв впливає на прояв небезпечних властивостей шахтопластів, відносяться зміни у структурі та фізико-механічних властивостях викопного вугілля. Для їхньої характеристики необхідний зовсім інший додатковий комплекс показників, пов'язаних з конкретним видом прояву небезпечної властивості.

KAPITEL 10 / *CHAPTER 10* [10]
HYDROGEOLOGICAL INDICATORS OF STRESS-DEFORMED STATE OF SEISMOGENERATING REGION

DOI: 10.30890/2709-2313.2022-10-02-014

Вступ

Актуальність дослідження геофізичних процесів та гідрогеологічного стану Закарпатського внутрішнього прогину викликана насамперед сейсмонебезпечністю досліджуваного регіону. Необхідно відмітити, що на території Закарпаття, яке охоплює цей прогин, щорічно реєструються десятки землетрусів різного енергетичного класу в тому числі декілька сильніших відчутних підземних поштовхів. Спостерігається певна періодичність сейсмічної активізації в Закарпатському внутрішньому прогині, яка супроводжується періодами сейсмічного затишшя тривалістю декілька років. Тому важливо вивчати сейсмічний стан регіону, проводити моніторинг геофізичних полів в періоди аномальних сучасних горизонтальних рухів кори. Дослідження параметрів геофізичних полів: магнітного поля, електромагнітної емісії, радіоактивного фону, вивчення варіацій параметрів гідрогеологічного та метеорологічного стану в минулі періоди відмітили певні аспекти сейсмотектонічних процесів в регіоні. В періоди сейсмічної активізації регіону було відмічено аномальні зміни геофізичних полів, зокрема інтенсивні метеорологічні процеси- високі показники атмосферних опадів супроводжувалися підвищеними фізичними величинами геомеханічних процесів, що спостерігали у верхніх шарах земної кори. Рухи кори, виміряні на пунктах деформометричних спостережень в зоні Оашського глибинного розлому в періоди інтенсивних атмосферних опадів, характерні швидкими змінами кінематичних характеристик сучасних горизонтальних рухів кори. Ці процеси супроводжувалися акумуляцією енергії пружно-деформованого стану регіону, яка при певних геофізичних умовах переходила в розрядку через реєстрацію місцевих землетрусів. Важливе місце в дослідженнях геофізичних процесів в сейсмонебезпечних регіонах займає вивчення впливу геомеханічних процесів на гідрогеологічні параметри: на рівень води в свердловинах різної глибини. Зауважено взаємозв’язок сучасних горизонтальних рухів кори виміряних на пункті деформометричних спостережень „Королеве” та варіацій рівня води в свердловинах глибиною 8м та 530 м, які знаходяться на режимній геофізичні станції „Тросник”. Названі вище геофізичні пункти відносяться до мережі Карпатської дослідно-методичної геофізичної та сейсмологічної партії Відділу сейсмічності Карпатського регіону Інституту геофізики ім..С.І. Субботіна НАН України. Отримані в попередні роки спостережень гідрогеологічного стану та показників геодинаміки регіону вказують на можливість застосування результатів варіацій рівня води в свердловині глибиною 8 м для оцінки

[10] *Authors: Ignatyshyn Adalbert Vasyliovych, Ignatyshyn Monika Beylivna, Ignatyshyn Vasyl Vasyliovych, Izhak Tibor Yosypovych*

знакозмінних процесів верхніх шарів земної кори. Параметри гідрогеологічного стану регіону та сучасних горизонтальних рухів кори виміряних в зоні Оашського глибинного розлому корелюють між собою(стиснення порід супроводжується підняттям рівня води в неглибокій свердловині і навпаки: розширення порід земної кори співпадає з часом із пониженням рівня води в свердловині. Глибока свердловина (глибина 530 м) реагує на вікові загальні ходи деформацій в регіоні. Таким чином, вивчення зміни гідрогеологічного стану регіону розширює можливості дослідження геодинаміки регіону, зокрема в тій місцевості, де немає засобів вимірювання рухів кори як горизонтального так і вертикального спрямування. Відомий факти зв’язку геодинамічного стану регіону із проявами сейсмотектонічних процесів, зокрема реєстрацією місцевих землетрусів, в основному відчутних. Важливо продовження проведення спостереження геофізичних параметрів, дослідження їх взаємозв’язків для майбутнього прогнозування сейсмічного стану Закарпатського внутрішнього прогину.

На території Закарпаття функціонують пункти геофізичних, сейсмологічних та деформометричних спостережень Карпатської дослідно-методичної геофізичної та сейсмологічної партії Відділу сейсмічності Карпатського регіону та Карпатського відділення Інституту геофізики ім..С.І. Субботіна НАН України.

10.1. Сучасний стан геофізичних, гідрогеологічних та геодинамічних спостережень.

Сучасні геофізичні, гідрогеологічні та геодинамічні спостереження в сейсмонебезпечних регіонах приводять до важливих висновків про будову земної кори, перебіг геодинамічних процесів та їх вплив на екологічний стан регіону. Представлено результати теоретичних та експериментальних досліджень геодинаміки окремих регіонів, зокрема Закарпатського внутрішнього прогину. Сейсмічні процеси складні й різноманітні, їх формування зумовлене складними, різноманітними геолого-геофізичними процесами, що відбуваються в надрах Землі, і характеризуються великою кількістю різних параметрів. Сучасні моделі сейсмічності й теорії, що пояснюють виникнення землетрусів, базуються на непрямих даних, переважно на сейсмічних спостереженнях. Основною метою геофізичних досліджень є розв’язання оберненої задачі. Картина макросейсмічного поля є відображенням впливу різних факторів і локальних геологічних особливостей на прояв сейсмічного ефекту в точках земної поверхні [1]. Представлено термогідродинамічну профільну модель вертикального розрізу геологічного середовища підземних вод з урахуванням глибинних активних геодинамічних зон. Підтверджено наявність моделі зони дилатансії, яка характеризується розгалуженням тріщин геологічного середовища, де відбуваються стрибкоподібний процес розрядження напружено-деформованого стану порід зі зменшенням глибини, зниження тиску висхідних флюїдів та їх поетапна дегазація. Активізація

флюїдних потоків про участь флюїдів у формуванні зони дилатансії.[2]. Представлено зони сучасної активізації на території, виділено 12 зон у межах близько половини території України, зокрема Карпатський регіон з альпійською складчастістю, інші розміщуються в структурах платформи різного віку — від докембрійського до посткімерійського. За наведений період досліджень ступінь геотермічної і геоелектричної вивченості території України багаторазово збільшився, істотно доповнені дані щодо ізотопії гелію, з'явилися інші геолого-геофізичні дані[3]. Показано приклад використання нейромережевого моделювання в задачі локалізації вогнищ землетрусів території України, проведене моделювання задачі локалізації дозволяє конструювати вогнища сейсмічних подій в промислових регіонах України, що підтверджується глобальними годографом Джеффріса-Буллена. Локалізації землетрусів дають додаткові можливості аналізу особливостей будови літосфери, та оцінки в умовах реального часу характеристик сейсмічного процесу в завданню його попередження[4]. Обґрунтовано необхідність застосування геоінформаційних систем (ГІС) і представлено модель оцінки приросту інформації, яку можна отримати в процесі впровадження ГІС в ландшафтно-екологічний моніторинг (ЛЕМ), представлена модель дозволить зменшити ентропію (невизначеність) системи майже вдвічі, що свідчить про необхідність використання ГІС при ландшафтно-екологічному моніторингу [5]. Актуальним є питання вирішення еколого-геологічних проблем, які виникають у результаті відпрацювання природних ресурсів. Для достовірної оцінки напружено-деформованого стану гірських порід і відповідно для прогнозування карстових процесів і деформацій, пов'язаних із наявністю видобувних камер і розвитком карсту, застосовано метод природного імпульсного електромагнітного поля Землі (ПІЕМПЗ), показано результати профільних та площинних досліджень у межах калійного родовища солі, які свідчать про ефективність методу ПІЕМПЗ для вирішення еколого-геологічних задач[6]. Представлено результати інтерпретації експериментальних даних (деформаційних, геоакустичних і параметрів вогнища землетрусу) і встановлення їхнього зв'язку із сейсмічністю Закарпатського регіону з використанням статистичного (регресійного) аналізу. Статистичну модель сейсмічності побудовано для того, щоб проаналізувати різні геофізичні параметри і за допомогою регресійного аналізу встановити їхній взаємозв'язок між собою, який дасть можливість зрозуміти, яким чином сейсмічність впливає на зміну тих чи інших параметрів середовища Закарпатського регіону та дасть змогу побудувати діючу модель сейсмічності Закарпатського регіону[7]. Показано результати моніторингу деформацій земної поверхні території Закарпаття, виконаного за допомогою методу радарної інтерферометрії, який дозволяє здійснювати моніторинг зміщень земної поверхні в режимі реального часу і отримувати актуальні дані. На основі проведених досліджень Карпатського модельного полігону було підтверджено, що використання даних інтерферометрії є ефективним для аналізу режиму та динаміки небезпечних геологічних процесів, зокрема для розвитку зсувів, можуть бути використані для прогнозування небезпечних геологічних процесів і мінімізації їхнього негативного впливу на природно-техногенні системи[8]. Викладено результати

дослідження еколого-гідрогеохімічного стану ґрунтових вод Закарпаття, удосконалено методику обробки вихідних гідрогеологічних даних на базі геоінформаційних технологій, створена спеціалізована геоінформаційна база даних хімічного складу ґрунтових вод, виконано районування та проведено оцінку сучасного гідрогеохімічного стану ресурсів ґрунтових вод території дослідження[9]. Викладено результати моделювання довгострокових змін водного стоку на річках Українських Карпат як перспективного джерела гідроенергетичного потенціалу, оцінки впливу клімату на водні ресурси. Розроблену схему апробовано на річках Карпатського регіону, порівняно з результатами, отриманими за допомогою чисельної моделі, показано, що використання воднобалансової моделі демонструє задовільні результати[10]. Показано, що створена за сучасними даними карта ізолоній має важливе практичне значення при розробленні стратегії раціонального використання й охорони водних ресурсів, плануванні та реалізації водогосподарських заходів водозабезпечення, оптимального регулювання річкового стоку, оцінюванні гідроенергетичного потенціалу річок [11]. Гідрогеологічні та геодинамічні аспекти екологічного стану Закарпатського внутрішнього прогину представлені за результатами моніторингових спостережень в сейсмонебезпечному регіоні. Відмічені особливості геодинамічного стану регіону викликані гідрогеологічними факторами, інтенсивні атмосферні опади викликають розширення порід, що відмічені на деформограмах, отриманих в штольні пункту деформометричних спостережень „Королеве”, [12]. Гідрологічний стан та сейсмотектонічні процеси в Закарпатському внутрішньому прогині за 2019 рік представлені в[13]. Показано варіації гідрогеологічних параметрів, зокрема атмосферних опадів, просторово-часовий розподіл місцевої сейсмічності, відмічено зв'язок метеорологічних параметрів із проявом геофізичних процесів. Гідрологічні аспекти сучасних горизонтальних рухів та сейсмічності Закарпатського внутрішнього прогину підтвердили результати багаторічних геофізичних та метеорологічних спостережень в періоди сейсмічної активності регіону[14]. Важливо відмітити, що гідрологічний моніторинг середовища дає можливість дослідження геодинамічного стану регіону та його зв’язків із сейсмотектонічними процесами в сейсмонебезпечних регіонах, яким є Закарпаття.

10.2. Гідрогеологічний стан та геодинамічний стан Закарпатського внутрішнього прогину за 2020 року.

Проведено вимірювання рівня води в свердловинах на РГС „Тросник„ в 2020 році. Представлено варіації рівня води в свердловині глибиною 530 м(№831) та глибиною 8 м, які розташовані на відстані 6 м одна відносно одної. Як уже було відмічено в раніше виконаних дослідженнях рівень води реагує на сучасні рухи кори, атмосферні опади. Побудовано часовий розподіл рівня води в свердловинах в добовому та місячному діапазонах. Порівняно варіації рівня води в свердловинах та просторово-часових розподілів місцевої сейсмічності.

Вивчено зв'язок рівня води в свердловинах та динаміки сучасних рухів земної кори в регіоні, виміряних на деформометричних станціях регіону: розташованих на Берегівському горбогір'ї, в зоні Оашського глибинного розлому. В зоні Оашського глибинного розлому працює деформометр базою 24.5 м, азимутом 80º. Підсилення на 1мм запису на деформограмі відповідає зміщенню поверхні на 0.138 мкм. Деформація поверхні виміряна на деформометрі становить 5.63 нстр(нанострейн, $x10^{-9}$). Дослідження зв’язку рівня води в свердловинах та рухів кори відмітило кореляцію рядів спостереження.

Представлено зміну рівня води в глибокій свердловині від часу в місячному діапазоні за 2020 рік. Рівень води в свердловинах вимірюється в м. ***Зміна рівня води в свердловині глибиною 8 м(РГС „Тросник„).***

Січень 2020 року. Представлено варіацію рівня води в свердловині глибиною 8 м. Місячний хід зміни рівня води в свердловині за січень 2020 року становить :-16.5 см(рисунок 2.1). Стиснення порід викликає підняття рідини в свердловинах і навпаки, розширення порід – зниження рівня води в свердловині. Вивчення зв’язку рухів кори та варіацій рівня води в свердловинах відкриває можливості вивчення деформацій земної кори за допомогою свердловин, які є в наявності на території Закарпаття, замість унікальних та дорогих деформометричних та нахиломірних станцій.

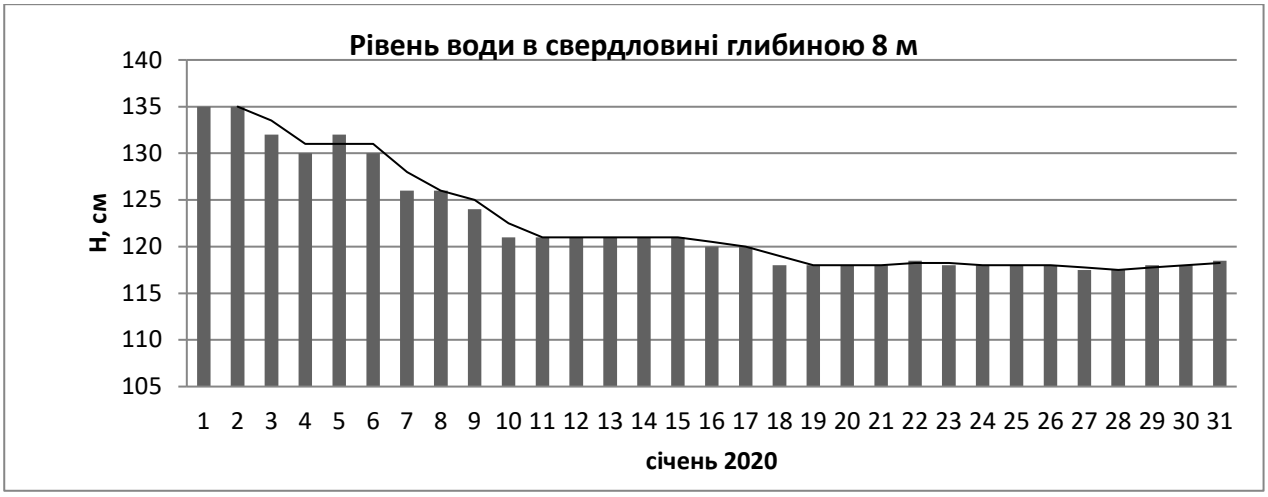


Рисунок 2.1. Рівень води в свердловині глибиною 8 м на РГС „Тросник„ в січні 2020 року.

За січень місяць 2020 року відмічено спад рівня води, ймовірно пов'язаний із розширенням порід. Сейсмічний стан регіону відмічений проявом місцевої сейсмічності, зареєстровано 10 підземних поштовхів на території Закарпатського внутрішнього прогину(рисунок 2.2). 23 січня 2020 року на території Виноградівського району зареєстровано відчутний місцевий землетрус, інтенсивністю 4.5 бали за сейсмічною шкалою. Проведено вивчення сейсмічності та рухів кори в січні 2020 року.

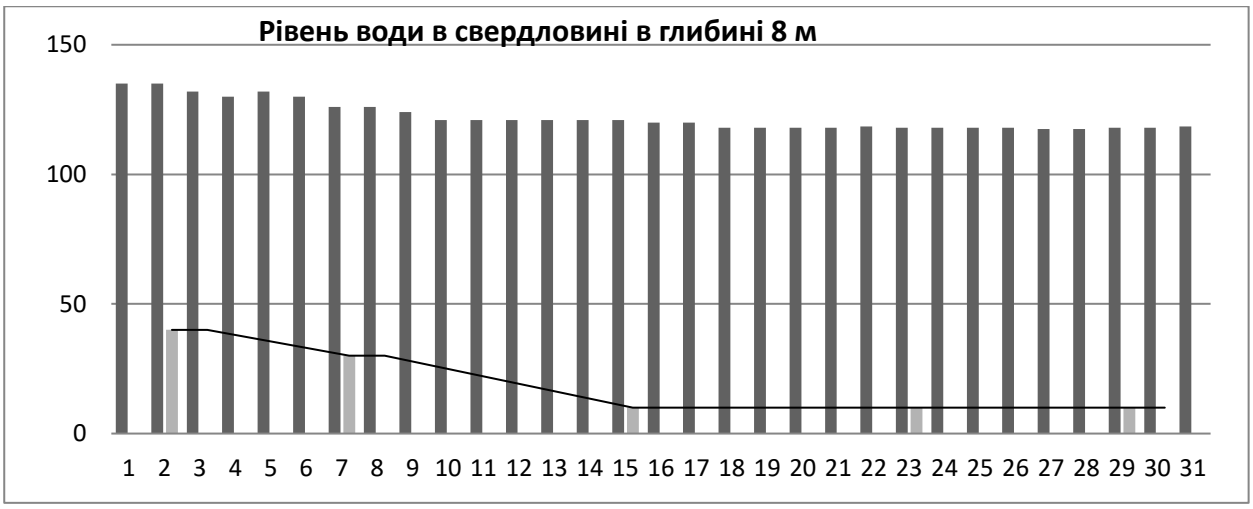


Рисунок 2.2. Рівень води в свердловині(діаграма чорного кольору)та місцева сейсмічність(діаграма сірого кольору) в січні 2020 року. Закарпатський внутрішній прогин.

Відмічається кореляція рівня води в свердловині та місцевої сейсмічності:зменшення рівня води супроводжується зменшенням частоти прояву місцевої сейсмічності. Зменшення рівня води-розширення порід, а землетруси реєструються в період стиснення порід.

Лютий 2020 року. За лютий місяць рівень води в свердловині виріс на 61 см(рисунок 2.3).

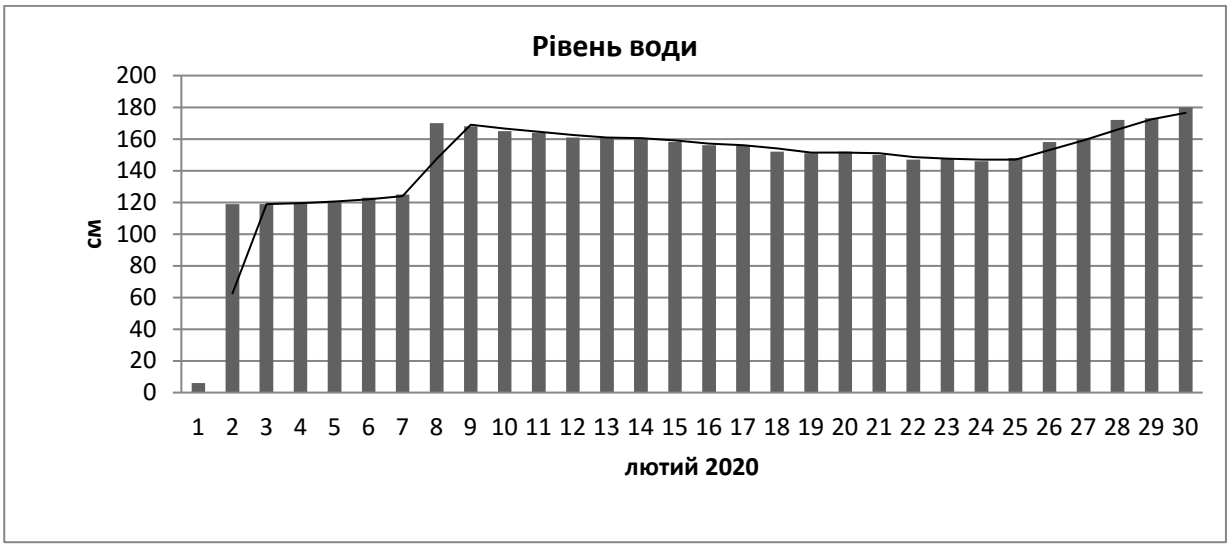


Рисунок 2.3. Зміни рівня води в свердловині глибиною 8 м на РГС „Тросник" в лютому 2020 року.

В лютому 2020 року в Закарпатському внутрішньому прогині зареєстровано 7 землетрусів, представлено комплексний графік варіацій рівня ґрунтових вод та місцевої сейсмічності(рисунок 2.4).

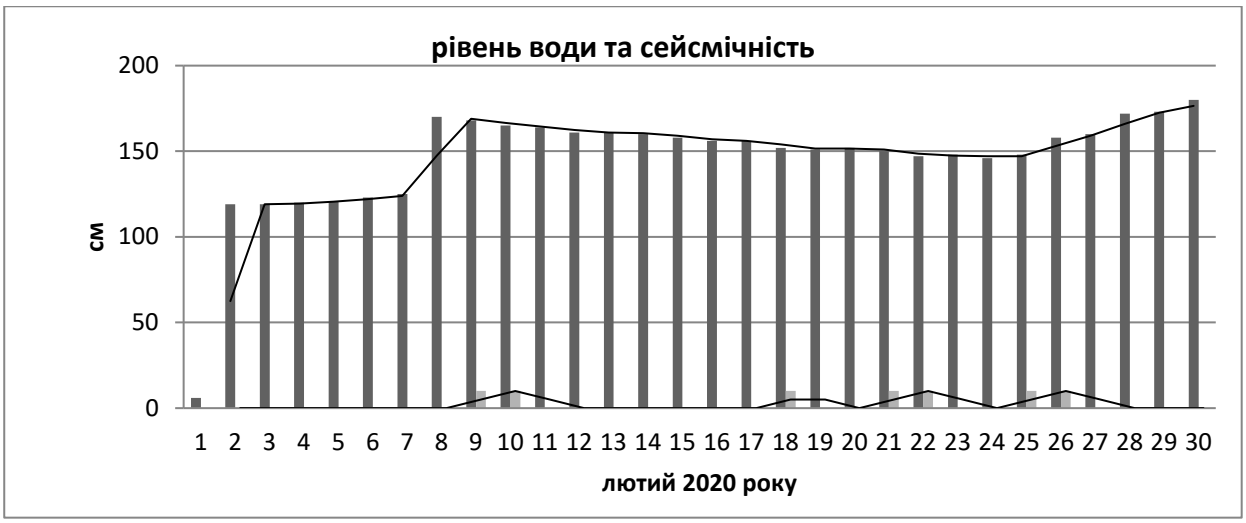


Рисунок 2.4. Рівень води в свердловині(діаграма чорного кольору) та сейсмічність регіону (діаграма сірого кольору) в лютому 2020 року в Закарпатському внутрішньому прогині.

Землетруси на початку місяця пройшли в інтервалі підняття рівня води в свердловині, стисненні порід. В кінці місяця серія землетрусів пройшла при розширенні та стисненні порід.

Березень 2020 року. Представлено зміну рівня води в свердловині за березень 2020 року(рисунок 2.5). Рівень води зменшився на 10 см за місячний період

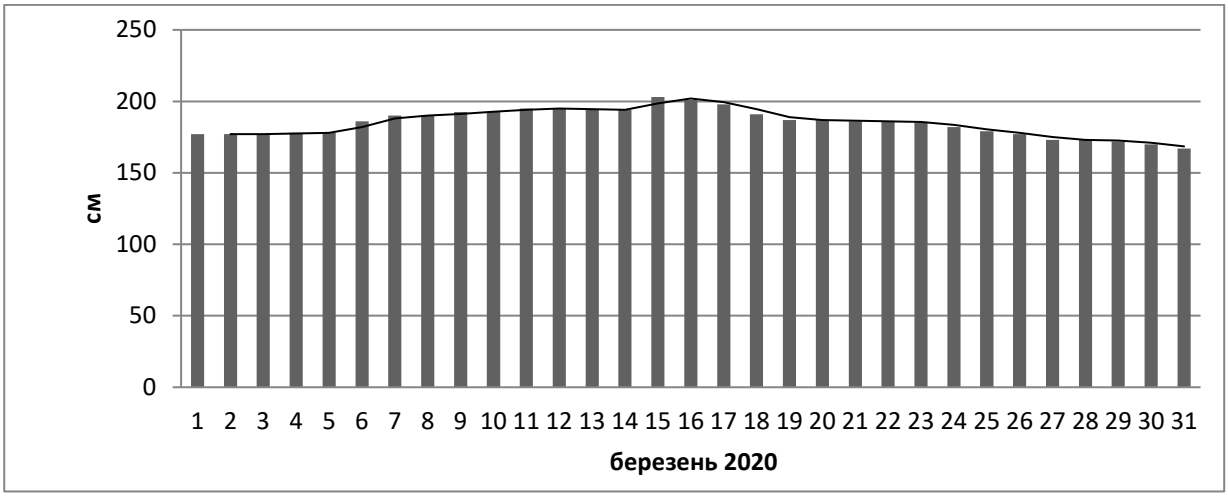


Рисунок 2.5. Рівень води в свердловині РГС „Тросник"в березні 2020 року.

В березні на території Закарпатського внутрішнього прогину зареєстровано 10 місцевих землетрусів(рисунок 2.6).

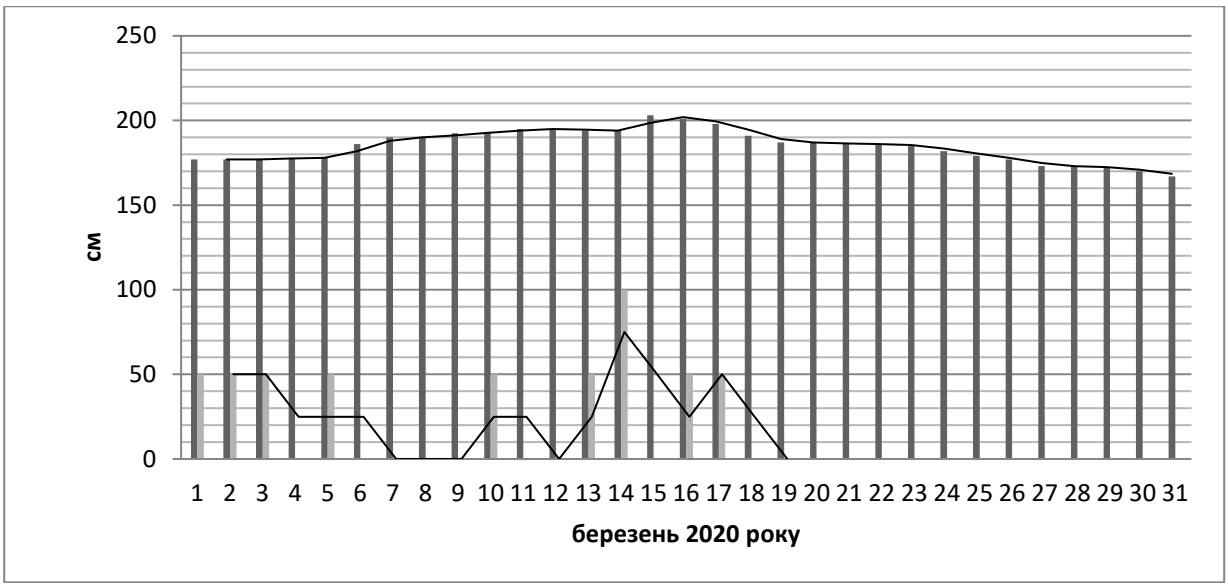


Рисунок 2.6. Рівень води в свердловині (діаграма чорного кольору)та місцева сейсмічність (діаграма сірого кольору) в березні 2020 року в Закарпатському внутрішньому прогині.

Максимальна розрядка напруженості припадає на середину місяця, що відповідає підняттю води в свердловині та стисненню порід.

Квітень 2020 року. Рівень води в свердловині за квітень 2020 року зменшився на 25 см(рисунок 2.7).

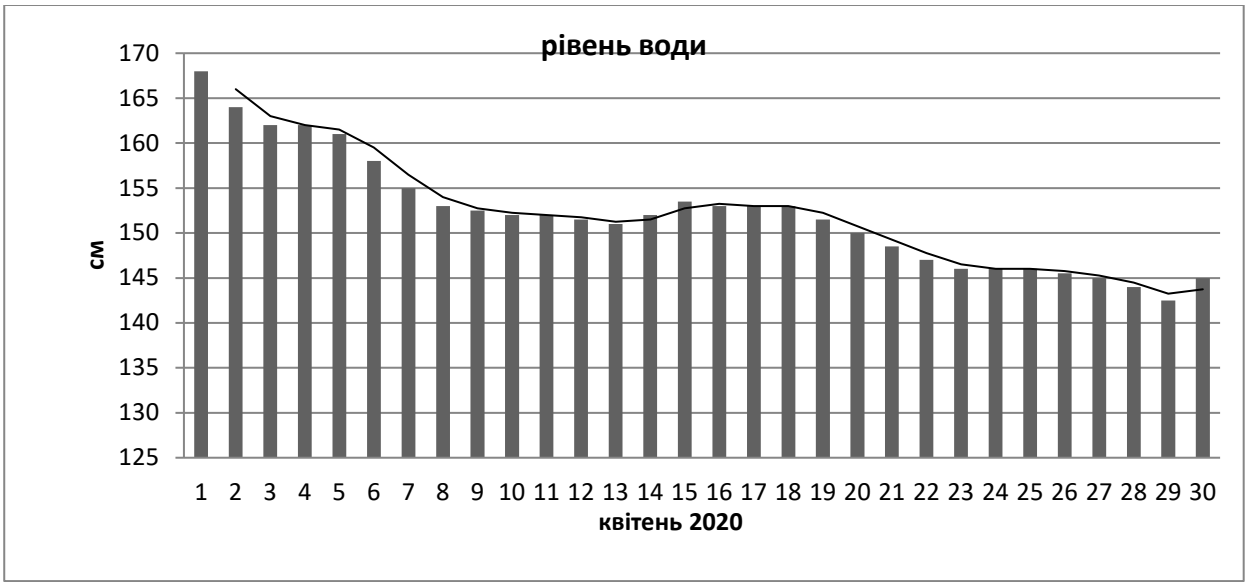


Рисунок 2.7. Рівень води в свердловині на РГС „Тросник" в квітні 2020 року. Закарпатський внутрішній прогин.

В квітні на території Закарпатського внутрішнього прогину зареєстровано 17 місцевих землетрусів(рисунок 2.8).

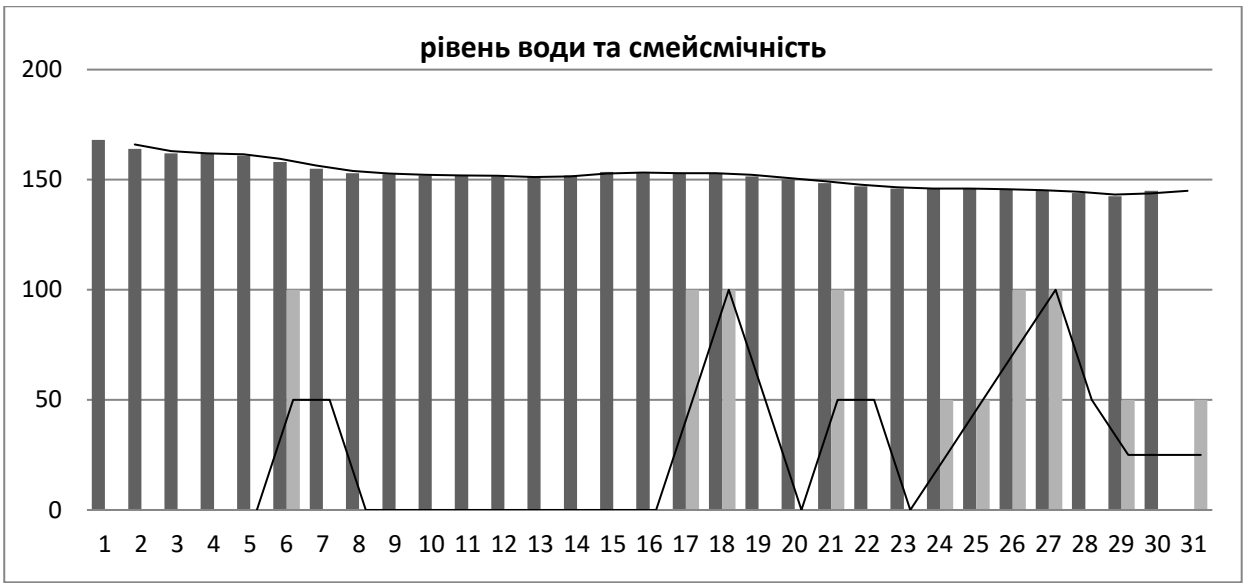


Рисунок 2.8. Рівень води в свердловині (діаграма чорного кольору) та сейсмічність регіону(діаграма сірого кольору) в квітні 2020 року в Закарпатському внутрішньому прогині.

Інтервали сейсмічності співпадають з періодами підняття рівня води в свердловині, ймовірно викликане стисненнями порід.

Травень 2020 року. Місячний хід рівня води в свердловині становить +3.5 см(рисунок 2.9).

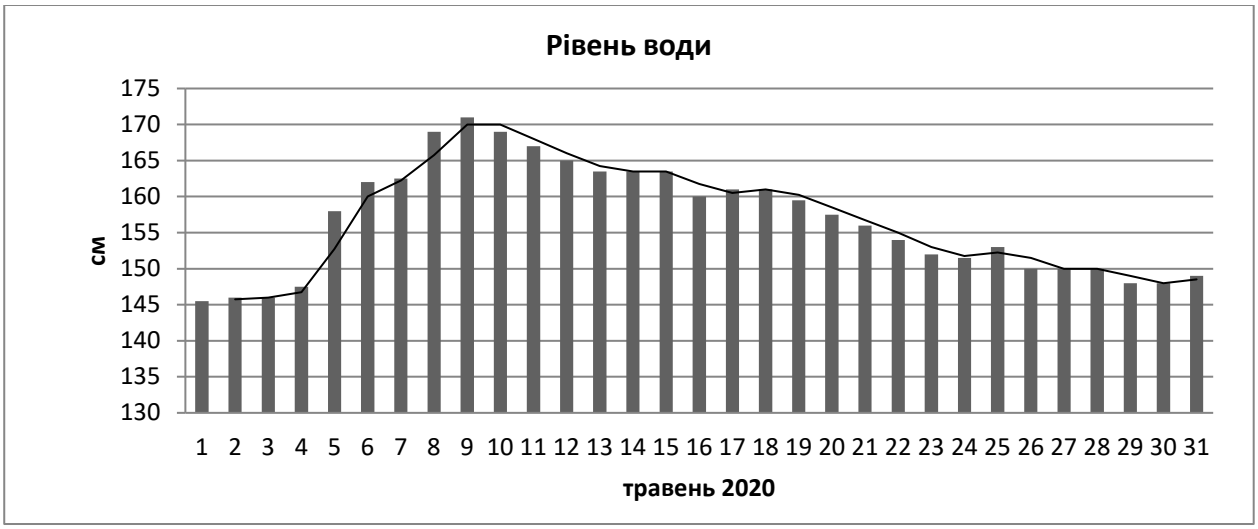


Рисунок 2.9. Рівень води в свердловині глибиною 8 м на РГС „Тросник" в травні 2020 року.

В травні 2020 року на Закарпатському внутрішньому прогині зареєстровано 20 місцевих землетрусів(рисунок 2.10).

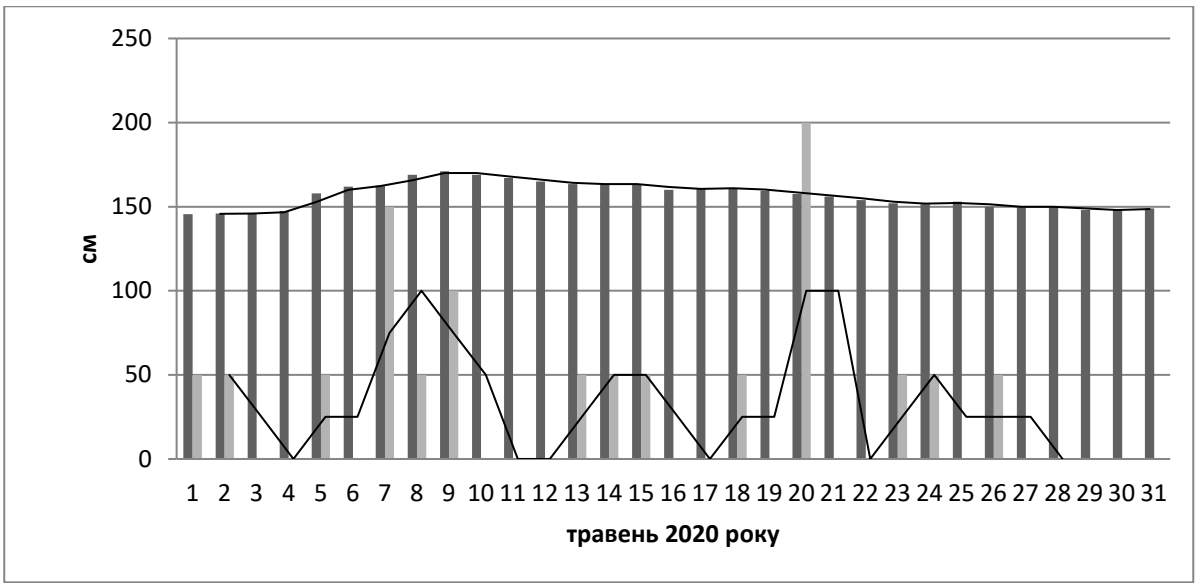


Рисунок 2.10. Варіації рівня води в свердловині(діаграма чорного кольору) сейсмічна активність регіону(діаграма сірого кольору) в травні 2020 року. Закарпатський внутрішній прогин.

Сейсмічність проявлена в період стиснення порід, що відмічено підняттям рівня води в свердловині.

Червень 2020 року. Рівень води в свердловині за червень 2020 року піднявся на 70 см(рисунок 2.11).

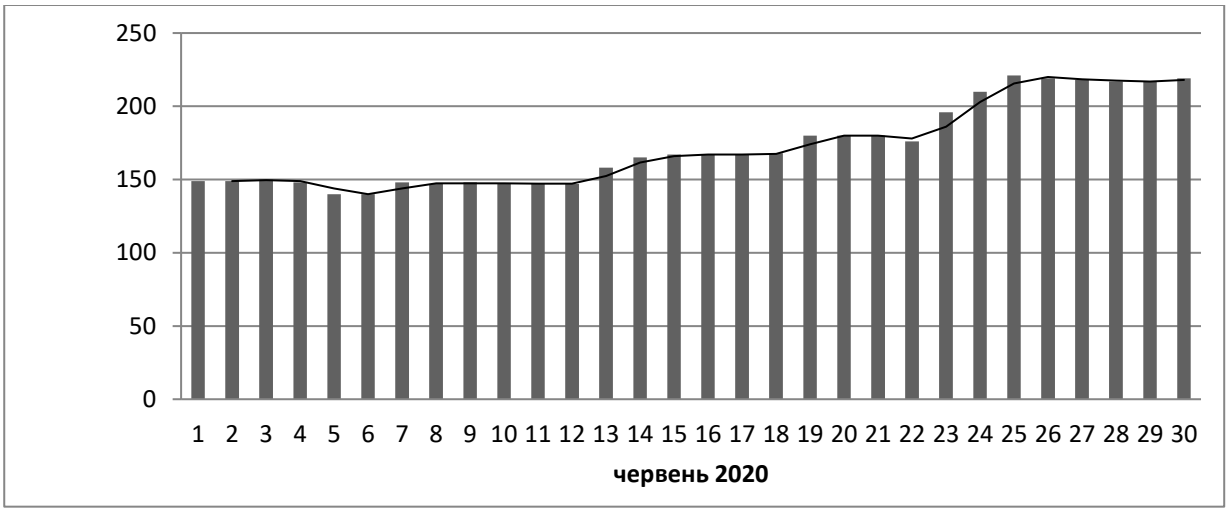


Рисунок 2.11. Рівень води в свердловині глибиною 8 м на РГС „Тросник" в червні 2020 року.

В червні 2020 року в Закарпатті відбулося 25 землетрусів (рисунок 2.12).

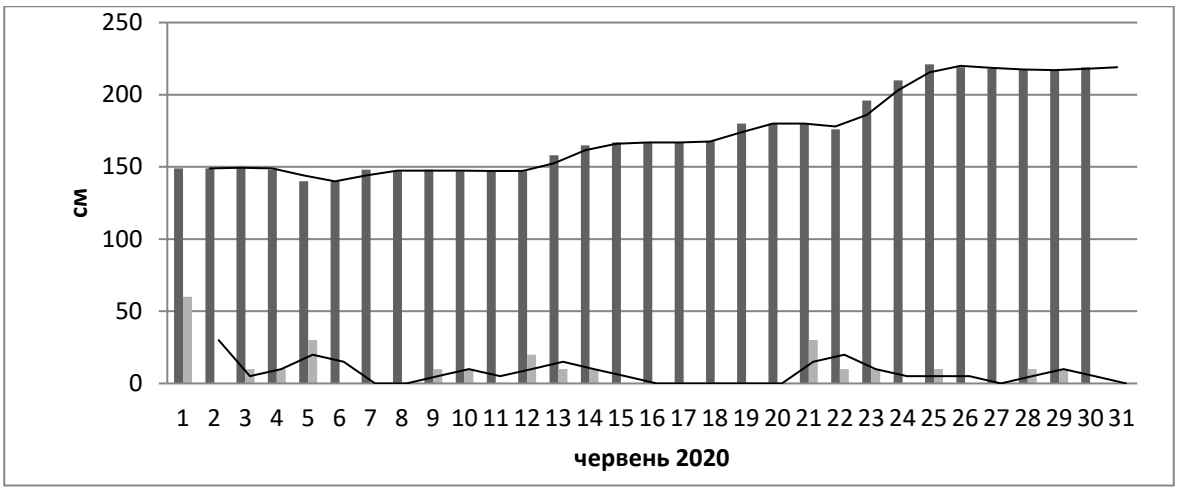


Рисунок 2.12. Рівень води в свердловині глибиною 8 м(діаграма чорного кольору) та місцева сейсмічність в Закарпатті (діаграма сірого кольору) в червні 2020 року.

Сейсмічність регіону відмічена в періоди стиснення порід, підвищення рівня води в свердловині в червні 2020 року. *Липень 2020 року.* Рівень води в свердловині в липні 2020 року зменшився на 95 см(рисунок 2.13).

Рисунок 2.13. Рівень води в свердловині глибиною 8 м на РГС „Тросник" в липні 2020 року.

В цей період відбувся 51 місцевий землетрус(рисунок 2.14).

Рисунок 2.14. Рівень води в свердловині(крива чорного кольору) та місцева сейсмічність регіону(крива сірого кольору) за липень 2020 року. Закарпатська внутрішній прогин.

Розширення відмічені стисненнями порід. ***Серпень 2020 року***. Рівень води в свердловині глибиною 8 м на РГС „Тросник” в серпні 2020 року (рисунок 2.15) знизився на 35 см..

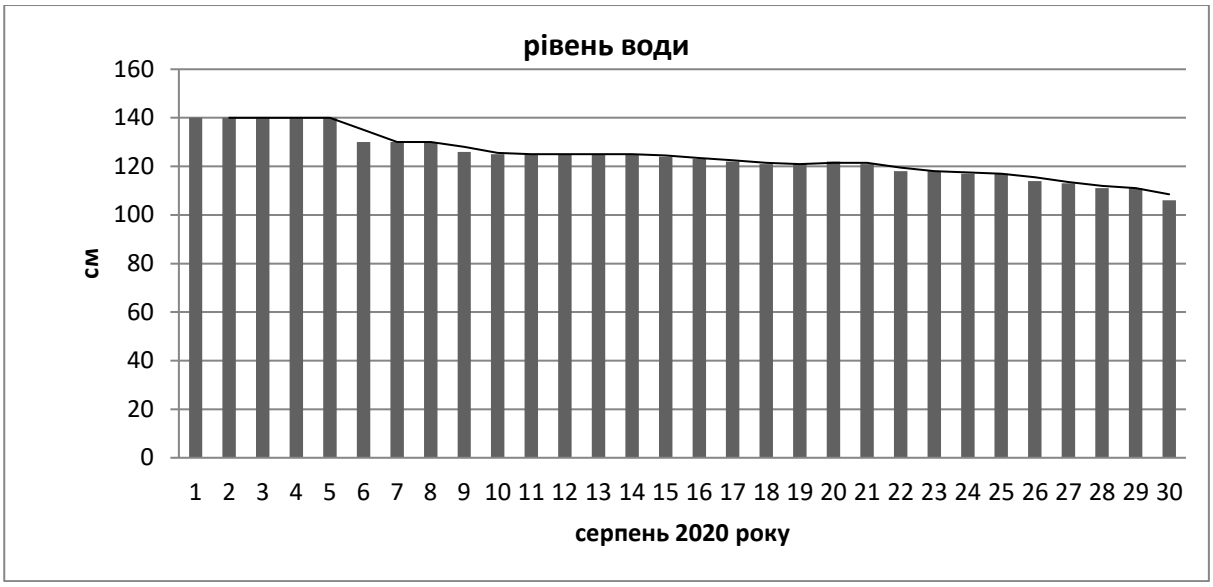


Рисунок 2.15.Рівень води в свердловині глибиною 8 м на РГС „Тросник” в серпні 2020 року.

В серпні на території Закарпаття зареєстровано 6 землетрусів, найменшу кількість протягом 2020 року(рисунок 2.16).

Рисунок 2.16. Сейсмічність регіону(діаграма сірого кольору) та варіації рівня води в свердловині на РГС „Тросник” в серпні 2020 року.

На фоні зниження рівня води в свердловині,сейсмічність проявлена в першій половині серпня 2020 року.

Вересень 2020 року. Рівень води за вересень 2020 року знизився на 20 см(рисунок 2.17).

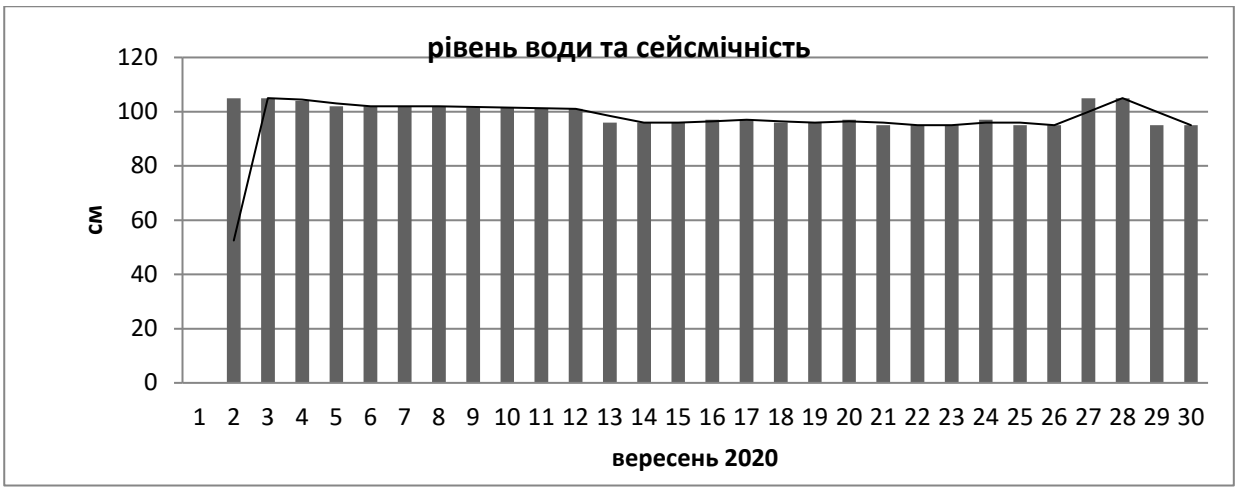


Рисунок 2.17.Рівень води в свердловині глибиною 8 м в вересні 2020 року.

У вересні 2020 року на території Закарпатського внутрішнього прогину зареєстровано12 землетрусів(рисунок 2.18).

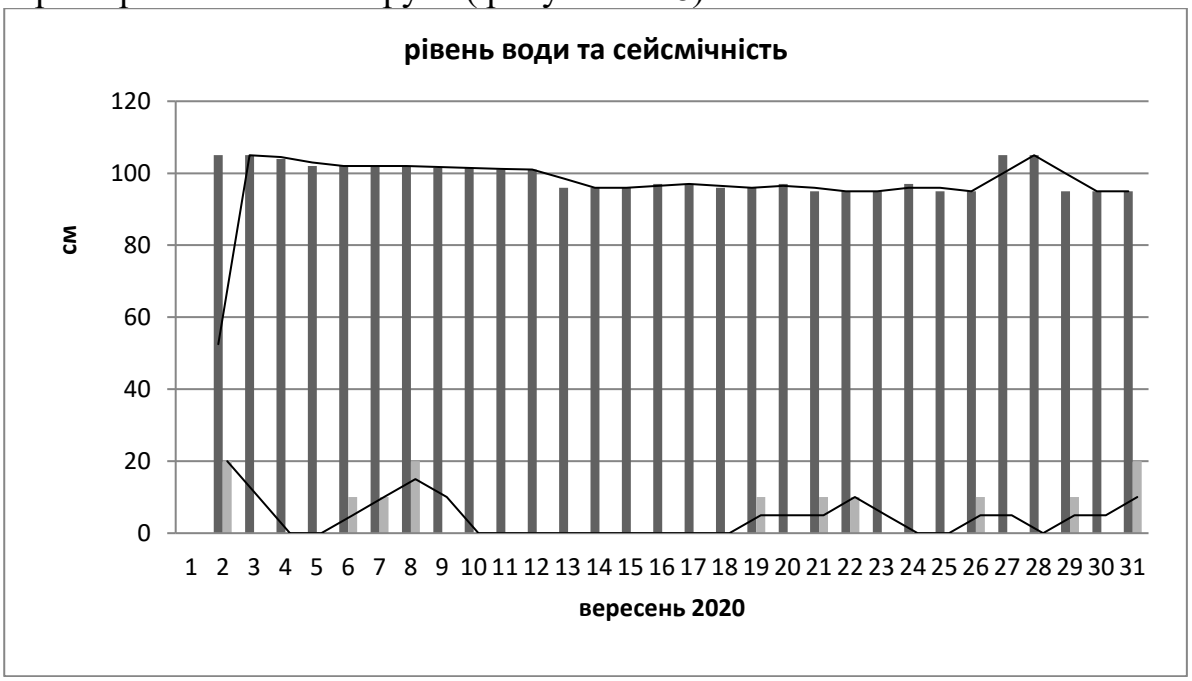


Рисунок 2.18. Рівень води в свердловині глибиною 8 м (діаграма чорного кольору) та сейсмічність регіону за вересень 2020 року в Закарпатському внутрішньому прогині.

Жовтень 2020 року. В жовтні 2020 року рівень води в свердловині глибиною 8 м підвищився на 24 см(рисунок 2.19).

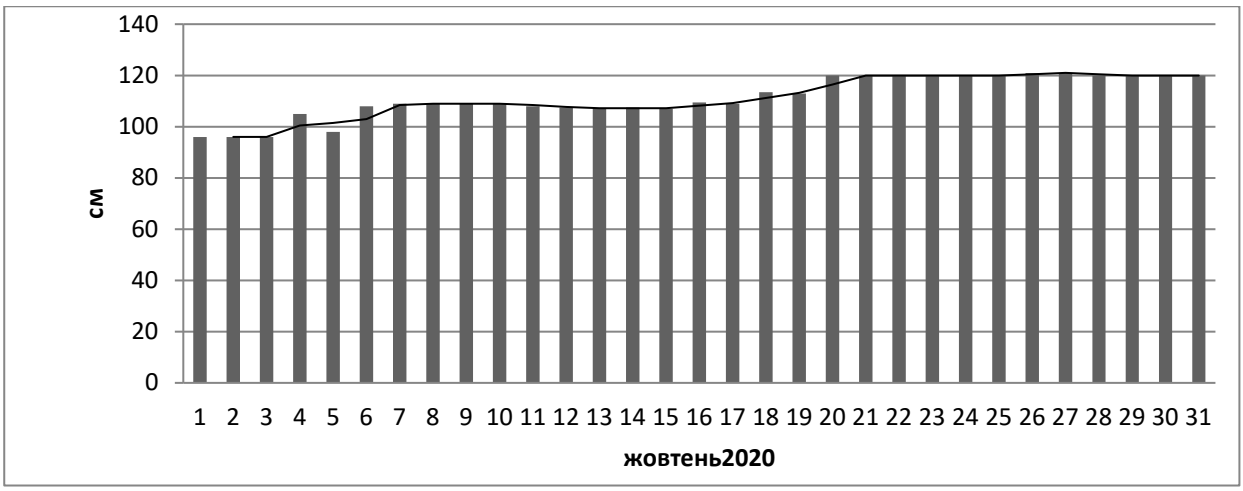


Рисунок 2.19. Рівень води в свердловині глибиною 8 м у вересні 2020 року. Закарпатський внутрішній прогин.

В жовтні 2020 року зареєстровано 14 землетрусів в Закарпатті (рисунок 2.20).

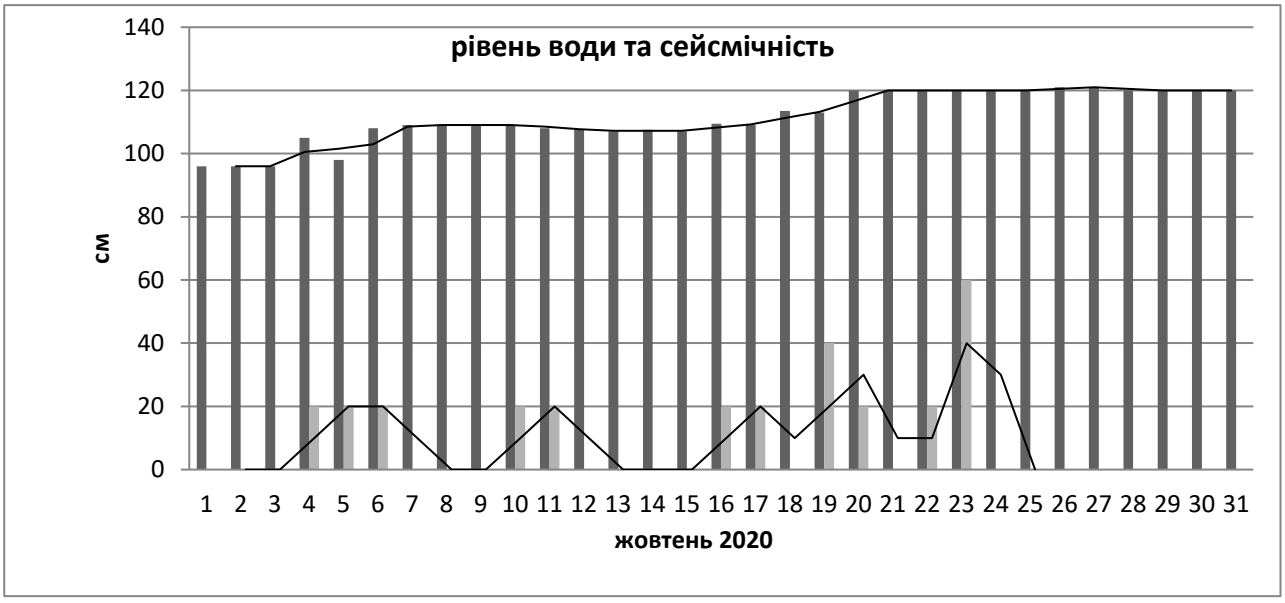


Рисунок 2.20. Рівень води в свердловині (діаграма чорного кольору)та сейсмічність регіону(діаграма сірого кольору) в жовтні 2020 року. Закарпатський внутрішній прогин.

Динаміка коливань рівня води зв’язана із сейсмічними коливаннями поверхні земної кори. ***Листопад 2020 року***. Рівень води в свердловині глибиною 8 м на РГС „ Тросник” (рисунок 2.21).

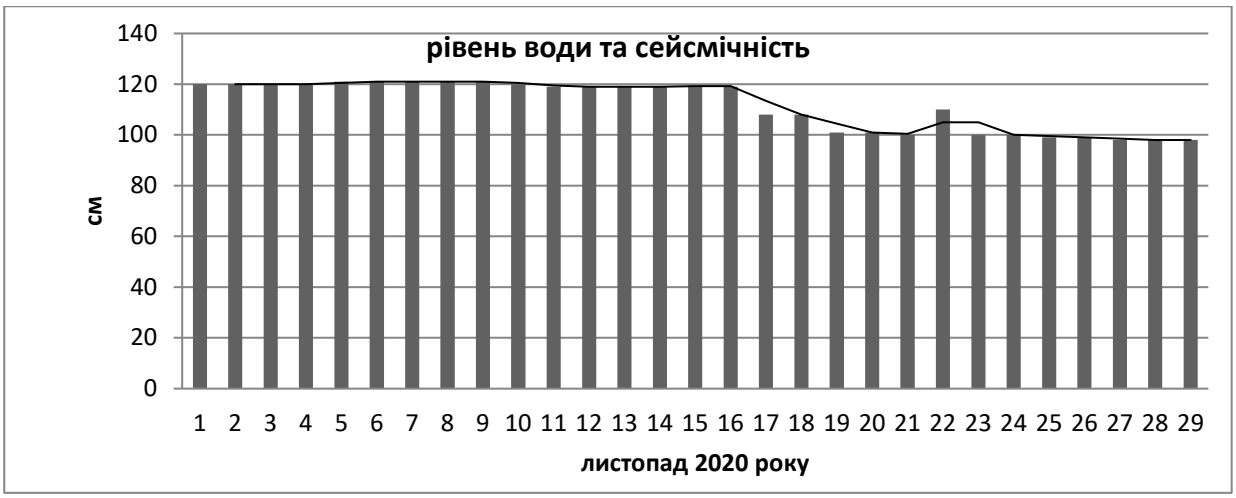


Рисунок 2.21. Рівень води в свердловині глибиною 8 м в листопаді 2020 року на РГС „Тросник”.

Рисунок 2.21. Рівень води в свердловині глибиною 8 м (діаграма чорного кольору) та місцева сейсмічність (діаграма сірого кольору) в листопаді 2020 року . Закарпатський внутрішній прогин.

Землетруси відбулися в періоди високої води в свердловинах викликаних рухами кори та атмосферними опадами.

Висновки.

За результатами проведених комплексних геофізичних спостережень в Закарпатському внутрішньому прогині на режимних геофізичних станціях та пунктах деформометричних спостережень за 2020 рік можна прийти до таких висновків:

-загальна тенденція рухів кори є розширення порід з величиною+$10x10^{-7}$;

-величина зміщення земної кори виміряна на ПДС „Королеве" становить стиснення порід величиною – 28 нстр;

-сейсмічність регіону представлена 182 місцевими землетрусами в тому числі одного відчутного, зареєстрованого 23.січня 2020 року на території Виноградівського району Закарпатської область;

-вперше за період з липня 2015 року на території Закарпаття зареєстровано відчутний місцевий землетрус величиною 4-5 бали за шкалою MSK-64 на території Берегівського району;

-максимальна розрядка напруженості припадає на середину березня 2020 року, що відповідає підняттю води в свердловині та стисненню порід;

- динаміка коливань рівня води зв'язана із сейсмічними коливаннями поверхні земної кори;

- сейсмічність регіону та коливання величини рівня води свердловинах зв'язані: більшість землетрусів відбувалися в періоди росту рівня води в свердловинах, що можуть бути викликані стисненнями порід, інтенсивними опадами, підняттями рівня води в річках регіону;

- кінематика коливань рівня води в свердловині глибиною 8 м передує на 1 місяць аномалії місцевої сейсмічності;

-результати важливі при вивченні сейсмотектоніки регіону, геофізичних подій, що супроводжують підвищення динаміки сейсмотектонічних процесів;

-актуально вивчення кореляції сучасних рухів кори та варіацій параметрів гідрогеологічного стану регіону при побудові моделі екологічного стану Закарпатського внутрішнього прогину.

Verweise / References

Chapter 1.

1. Вериго М.Ф., Коган А.Я. Взаимодействие пути и подвижного состава. М., «Транспорт», 1986, с. 539.

2. Малиновский Ю.А., Учитель А.Д., Лялюк В.П. и др. Параметрический анализ фрикционных автоколебаний при взаимодействии деформирующего инструмента с заготовкой. «Сталь», №1, 2021, с. 40-50.

3. Галин Л.А. Контактные задачи теории упругости и вязкоупругости. М., «Наука», 1980, с.305.

4. Проскуряков Ю.Г. Упрочняюще-калибрующие методы обработки. М. «Машиностроение», 1965, с.205.

5. Ткачев В.Н. Методы повышения долговечности деталей машин. М. «Машиностроение», 1971, с.272.

6. Прочность, устойчивость, колебания. Справочник в трех томах. Том 1. Под редакцией И.А.Биргера и Я.Г.Пановко. М. «Машиностроение», 1968, с.831.

7. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М., «Машиностроение», 1977, с.526.

8. Болотин В.В. Динамическая устойчивость упругих систем. М., ГИТТЛ, 1956, с.600.

9. Исаев И.П., Лужнов Ю.М. Проблемы сцепления колес локомотива с рельсами. М. «Машиностроение», 1985, с.240.

10. Неймарк Ю.И., Фуфаев Н.А. Динамика неголономных систем. М. «Наука», 1967, с.520.

11. Малиновский Ю.А., Малиновская С.И. Контактное взаимодействие и долговечность пары колесо-рельс. «Разработка рудных месторождений», №84, Кривой Рог, 2003, с.137-142.

12. Смирнов В.В., Яковлев Р.А. Механика приводов прокатных станов. М., «Металлургия», 1977, с.216.

13. Пановко Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара. 4 изд., Политехника, Л., 1990, с.272.

14. Вибрации в технике. Справочник в 3х томах. Том 1 под ред. В.В.Болотина. М., «Машиностроение», 1978, с.352.

15. Эрлих Л.Б., Кособудский В.А., Вершин А.И. Волнообразование на обкатываемых поверхностях. М., «Наука», 1973, с.51.

16. Вольмир А.С. Устойчивость деформируемых систем. Части I, II. 3-е изд., М., «Юрайт», 2018, с.880.

17. Учитель А.Д., Малиновский Ю.А., Панченко А.Н. и др. Интенсификация процессов механического взаимодействия инструмента с заготовкой при выполнении высокоточных и энергоемких технологических операций методами давления и резания. Металлургическая и горнорудная промышленность. №5-6, Дніпро, 2019, с.1-28.

18. Учитель А.Д., Малиновский Ю.А., Данилина Г.В. и др. Влияние параметрического резонанса на механизм разрушения контактирующих

поверхностей при трении и изнашивании.

19. Металлургическая и горнорудная промышленность, №4, Дніпро, 2018, с.65-73.

20. Каннингхем В. Введение в теорию нелинейных систем. М.-Л, Госэнергоиздат, 1962, с.456.

21. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. М. «Наука», 1970, с.576.

22. Гарг В.К., Дукиппати Р.В. Динамика подвижного состава. М., Транспорт, 1988, с.391.

23. Попов С.О., Малиновский Ю.А., Данилина Г.В. и др. Поперечная механика ходовой части конвейерного поезда при его движении. Металлургическая и горнорудная промышленность, №5, Дніпро, 2016, с.104-108.

24. Бутенин Н.В., Неймарк Ю.И., Фуфаев Н.А. Введение в теориюнелинейных колебаний. М., Наука, 1987, с.384.

Chapter 2.

1. The Federation of American Scientists. URL: https://sgp.fas.org/crs/row/R44249.pdf

2. Understanding the U.S. National Innovation System, 2020 URL: https://itif-org.translate.goog/publications/2020/11/02/understanding-us-national-innovation-system-2020?_x_tr_sl=en&_x_tr_tl=uk&_x_tr_hl=uk&_x_tr_pto=op,sc

3. Андрощук Г.О. Національні інноваційні системи:еволюція, детермінанти результативності : монографія / Андрощук Г.О., Давимука С.А., Федулова Л.І. – К. : Парлам. Вид-во, 2015. – 512 с.

4. Галан Н. І.Державна підтримка малого та середнього бізнесу: досвід розвинених країн: Монографія. Д.: Вид-во Дніпропетр. нац. ун-ту, 2007. - 188 с.

5. Досвід запровадження урядових програм інноваційного розвитку/ Т. В. Тарасенко, С. І. Архієрієв. — Х.: Золоті сторінки, 2007. — 96 с.

6. Економіка і організація інноваційної діяльності: Підручник / О. І. Волков, М. П. Денисенко, А. П. Гречан та ін.; За ред. проф. О. І. Волкова, проф. М.П. Денисенка. – К.: ВД „Професіонал”, 2004. – 960 с.

7. Лебедева Л.В. Інноваційна політика США як приклад ефективного партнерства державного та корпоративного секторів економіки. *ПВНЗ „Буковинський університет". Економічні науки*. 2007. № 6. С. 373-383.

8. Мушеник І. М. Стратегія розвитку і формування інноваційно-інвестиційної системи регіону. *Економіка та суспільство*. 2021. № 25. С. 52-58.

9. Мушеник І.М. Інформаційні аспекти формування сучасних механізмів управління розвитком соціально-економічних систем. Наука XXI ст.: виклики та перспективи. Том 1. Суспільні науки: колективна монографія в 2-х томах / за заг. ред. : В.В. Іванишина. – Тернопіль : Осадца Ю.В., 2021. – С. 35-46.

10. Погребняк А.Ю. Інноваційне управління персоналом як фактор підвищення ефективності діяльності підприємства / І.М. Ліннік, А.Ю. Погребняк. – ela.kpi.ua/bitstream/123456789/24667/1/2018-12 4-01.pdf.

Chapter 3.

1. Шапарев НК. Расчет автоматизированных систем управления металлообработкой. — К.: Лыбидь, 1992. — 272 с.

2. Петраков Ю.В. Теорія автоматичного управління в металообробці. (Навчальний посібник). Міністерство освіти України, Київ, Інститут змісту і методів навчання, 1999.-224с.

3. Базров Б.М. Выбор способа адаптивного управления процессом механической обработки деталей /Б.М. Базров //Станки и инструмент,1974,№8,с.1-4.

4. Абакумов А.М. Алгоритмизация процесса продольного точения / А.М. Абакумов, Ю.И. Видманов, В.Н. Михелькевич //Станки и инструмент. – 1972. - №9. - с.29-31.

5. Городецкий М.С. Общие требования к адаптивным системам стабилизации силовых параметров процесса резания для токарных станков/ М.С.Городецкий, Л.П Бейлин., А.А. Семенов // Станки и инструмент. –1974. - №8. - с.4-7.

6. Беллман Р. Методы вычислений: Избранные главы // Автоматика и телемеханика. - М. :-1993.-№ 8.-С. 3-39.-№ 9.-С. 3-51.-№ 10.-С. 3-43.

7. Мерриэм К.У. Теория оптимизации и расчет систем управления с обратной связью/ К. У. Мерриэм . – М.: Мир, 1967 – 552с.

8. Торопов А.В. Нечітке керування електроприводом контура стабілізації зусилля різання за наявності збурень коливального характеру/ А.В. Торопов, А.В. Босак// Технічна електродинаміка, - № 4, 2019. – с.41-47.

9. Reference manual E94AxHE__Servo Drives 9400 HighLine. Режим доступу:https://download.lenze.com/TD/E94AxHE__Servo%20Drives%209400%20HighLine%20(from%20Firmware%2001-50)__v15-0__EN.pdf

10. Ю.Ту.Современная теория управления.–М.:Маш-строение.1971.– 472с.

11. Kudin V. Sinthesis of suboptimal nonlinear regulator by immersion method /V.Kudin, I.Kolachny// Electrical engineering journal. – Bratislava. Slovakia, 1998. – Vol.49, № 1-2. – P. 11-15.

12. Румбешта В. О., Симута М. О., Гнатейко Н. В., Штефан Н. І. Аналіз втрати динамічної стійкості механообробки / // Вісник Київського національного університету технологій та дизайну.-2013.-№ 3.- С.46-51.

13. Джонсон. Теория регуляторов, приспосабливающихся к возмущениям.// Фильтрация и стохастическое управление в динамических системах./Под редакцией К.Т.Леондеса – М.: Мир, 1980. – с. 253-320.

14. Справочник по теории автоматического управления: под редакцией А. А. Красовского. М : Наука. Гл. ред. физ. мат.лит.,1987. - 712 с.

Chapter 4.

1. Песин И.Н. Развитие понятия интеграла. М.: Наука, 1966. 208 с.

2. Бахвалов Н.С., Жидков Н.П., Кобельков Г.М. Численные методы: Учеб. пособ. для вузов. М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2008. 636 с.

3. Васильков Ю.В., Василькова Н.Н. Компьютерные технологии вычислений в математическом моделировании: Учеб. пособ. М.: Финансы и

статистика, 2002. 256 с.

4. Калиткин Н.Н. Численные методы: Учеб. пособ. для студентов университетов и высших технических учебных заведений / Под ред. А.А. Самарского. СПб.: БХВ-Петербург, 2011. 592 с.

5. Каханер Д., Моулер К., Нэш С. Численные методы и математическое обеспечение. М.: Мир, 2001.

6. Крылов В.И. Приближенное вычисление интегралов. М.: Наука, 1967. 327 с.

7. Крылов В.И., Бобков В.В., Монастырный П.И. Вычислительные методы: учебное пособие. М.: Наука, 1976. Т.1. 304 с.

8. Ляшко И.И., Боярчук А.К., Гай Я.Г., Головач Г.П. Справочное пособие по высшей математике. М: Едиториал УРСС, 2001. Т. 1. 360 с.

9. Никольский С.М. Квадратурные формулы. М.: Наука, 1988. 255 с.

10. Самарский А.А. Введение в численные методы. М.: Наука, 1997. 271 с.

11. Самарский А.А., Гулин А.В. Численные методы: Учеб. пособ. для вузов. М.: Наука, 1989. 432 с.

12. Фельдман Л.П., Петренко А.І., Дмитрієва О.А. Чисельні методи в інформатиці. К.: Видав. група BHV, 2006. 480 с.

13. Цегелик Г.Г. Чисельні методи: Підручник. Львів: Видавничий центр Львівського нац. ун-ту ім. І. Франка, 2004. 408 с.

14. Бойко Л.Т. Основи чисельних методів: навч. посібник. Дніпро: Вид-во ДНУ, 2011. 244 с.

15. Задачин В.М., Конюшенко І.Г. Методичні рекомендації до виконання лабораторних робіт з навч. дисц. «Чисельні методи» для студентів напряму підготовки 6.050101 «Комп'ютерні науки» всіх форм навчання. Харків: Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2012. 96 с.

16. Задачин В.М., Конюшенко І.Г. Чисельні методи: навч. посіб. Харків: Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2014. 180 с.

17. Кондратов С.О. Чисельні методи. Частина 2. Навч. посіб. для студ. спец. «Інформатика». Рубіжне: Інститут хімічних технологій СНУ ім. В. Даля, 2010 р. 243 с.

18. Копча-Горячкіна Г.Е. Чисельні методи в інформатиці. Част. І: Навч.-метод. посіб. для студ. факультету інформатики. Ужгород: Видавництво Закарпатського державного університету, 2011. 76 с.

19. Кутнів М.В. Чисельні методи: навч. посіб. Львів: Вид-во «Растр-7», 2010. 288 с.

20. Ляшенко Б.М., Кривонос О.М., Вакалюк Т.А. Методи обчислень: навч.-метод. посіб. для студ. фіз.-мат. факультету. Житомир: Вид-во ЖДУ, 2014. 228 с.

21. Попов В.В. Методи обчислень: конспект лекцій для студентів механіко-математичного факультету. К.: Видавничо-поліграфічний центр «Київський університет», 2012. 303 с.

22. Самборська О.М., Шелестовський Б.Г. Чисельні методи. Навч. посіб. для студ. вищих технічних навчальних закладів. Тернопіль: ТНТУ імені Івана Пулюя, 2010. 164 с.

23. Супруненко О.О. Чисельні методи в інформатиці. Курс лекцій. Черкаси:

Вид. відділ ЧНУ ім. Б. Хмельницького, 2009. 132 с.

24. Чисельні методи в задачах механіки. Част. І. Метод. посіб./ Уклад. Зражевський Г.М. К.: КНУ імені Тараса Шевченка, 2015. 99 с.

25. Локтіонов І.К., Мироненко Л.П. Чисельні методи комп'ютерного аналізу. Навч. посіб. Львів: Магнолія, 2006. 216 с.

26. Чисельні методи. Розв'язання задач математичного аналізу: лабораторний практикум: навч. посіб. для студ. / І.А. Дичка, М.В. Онай, Р.А. Гадиняк. – К.: КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2018. 169 с.

27. Чисельні методи: навч.-метод. посіб./С.В. Котлик, Ю.К. Корнієнко, О.П. Соколова, О.С. Бойцова. Одеса: Астропринт, 2018. 108 с.

28. Шумейко О.О. Чисельні методи в інформатиці. Жовті води, «Стратегія», 2010. 87 с.

29. Моторный В.П. Исследования днепропетровских математиков по оптимизации квадратурных формул. Укр. мат. жур., 1990, т. 42, №1. С.18-33.

30. Пирумов У.Г. Численные методы. Studme.org, 2018. 215 с. URL: https://studme.org/180899/matematika_himiya_fizik/chislennye_metody.

31. Пригарин С. М. Численный анализ: учеб. пособие. Новосиб. гос. ун-т. Новосибирск: ИПЦ НГУ, 2018. 90 с.

32. Грицюк Ю.І., Драган Я.П. Чисельне інтегрування табличних функцій для однієї змінної з використанням многочлена Тейлора / Науковий вісник НЛТУ України, 2016, Вип. 26.3. С.350-360.

33. Eric Hung-Lin Liu. Fundamental Methods of Numerical Extrapolation With Applications. URL: http://web.mit.edu/ehliu/Public/Spring2006/18.304/

34. Howard R. M. Dual Taylor Series, Spline Based Function and Integral Approximation and Applications / Math. Comput. Appl., 2019, 24(2), стаття 35 (с.2-40). DOI:10.3390/mca24020035.

35. Фарайдунов О.К. Некоторые оптимальные квадратурные формулы для особых и многомерных интегралов. Диссер. на соиск. учен. степ. канд. ф-м наук. Душанбе, Таджикский нац. университет, 2019. 81 с. – URL: https://www.tnu.tj/DisserPhD/6D.KOA-012/FaraidunovOK/FaraidunovOK.

Chapter 5.

1. Олейник Б. Н. Точная калориметрия. Москва: Изд-во стандартов, 1973. 208с.

2. Хеммингер В., Хёне Г. Калориметрия. Теория и практика / пер. с англ. О. Б. Саламатина. Москва: Химия, 1989. 176 с.

3. Sarge S. M., Hohne G. W. H., Hemminger W. Calorimetry. Fundamentals. Instrumentation and Applications. Wiley. VCH. 2014. 290 p.

4. Анатычук Л. И. Термоэлементы и термоэлектрические устройства: справочник. Киев: Наукова думка, 1979. 768 с.

5. Анатычук Л. И., Лусте О. Я. Микрокалориметрия. Львов: Вища школа, 1981. 159 с.

6. Гаджиев, С. Н. Бомбовая калориметрия. Москва: Химия, 1988. 187 с.

7. Колесов В. П. Основы термохимии. Москва: Изд-во МГУ, 1996. 205с.

8. Кальве Э., Прат А. Микрокалориметрия: Применение в физической химии

и биологии / ред. Л. А. Николаев, К. П. Мищенко. Москва: Изд-во иностранной литературы, 1963. 477 с.

9. Воробьев Л. И., Грищенко Т. Г., Декуша Л. В. Бомбовые калориметры для определения теплоты сгорания топлива. Инженерно-физический журнал. 1997. Т. 70, № 5. С. 828–839.

10. Воробьев Л. И., Грищенко Т. Г., Декуша Л. В. Исследование влияния параметров конструкции кондуктивного бомбового калориметра на погрешности измерения. Промышленная теплотехника: Международный научно-прикладной журнал. Киев, 2001. Т. 23, № 6. С. 143–148.

11. Воробьев Л. И. Динамика тепловых процессов и погрешности измерения в кондуктивном бомбовом калориметре / Ин-т техн. теплофизики НАНУ. Киев, 2000. 25 с. Рус. Деп. в ГНТБ Украины 03.07.2000, № 140–Ук2000. Библ. описание в ж. ВИНИТИ РАН «Депонированные научные рукописи» № 10 (344), 2000. № 65. с. 41.

12. Способ измерения импульса тепла: патент 2 504 744 РФ: G 01 K 17/00 / Л. Б. Машкинов. Опубл. 20.01.2014, Бюл. № 2.

13. Способ измерения импульса тепла: патент 2 065 587 РФ: G 01 K 17/00 / Л. Б. Машкинов, М. Н. Штейнберг, К. А. Бабаян, В. В. Батылин Патентообладатель: Институт структурной макрокинетики РАН. Опубл. 20.08.1996.

14. А. с. № 637732 СССР. Способ измерения импульса тепла / Л. Н. Гальперин, Ю. Р. Колесов, А. С. Неганов. 1978. Бюл. изобретений. № 46. 19 с.

15. Кондратьев Г. М., Дульнев Г. Н., Платунов Е. С., Ярышев Н. А. Прикладная физика. Теплообмен в приборостроении. СПб.: СПбГУИТМиП, 2003. 552 с.

16. Бабак В. П., Запорожець А. О., Назаренко О. О., Редько О. О. Аналіз апроксимації результатів вимірювань теплового потоку бомбового калориметра в нестаціонарному режимі. Scientific Journal «ScienceRise», № 8 (37), 2017. С. 24–32.

17. Воробйов Л. Й., Декуша Л. В., Грищенко Т. Г.; Декуша О. Л. Спосіб вимірювання імпульсу теплоти: пат. України на винахід № 116419 МПК G01 K 17/00, G01 N 15/20; заявник і патентовласник Інститут технічної теплофізики НАН України; опубл. 12.03.2018, Бюл. № 5.

18. Воробйов Л. Й. Динамічний метод вимірювання імпульсу тепловиділення у калориметрі теплового потоку. Метрологія та прилади. Харків, 2017. № 5-1. С. 26–29.

19. Бабак В. П., Хандецький В. С., Шрюфер Е. Обробка сигналів: підручник. Київ: Либідь, 1996. 392 с.

20. Отнес Р., Эноксон Л. Прикладной анализ временных рядов: монография. Москва: Мир, 1982. 428 с.

21. Декуша Л., Воробйов Л., Грищенко Т., Бурова З., Назаренко О., Мазуренко О. Квазідиференційний калориметр теплового потоку для визначення теплоти згоряння. Метрологія та прилади. 2011. № 5. С. 27-31.

Chapter 6.

1. ДСТУ 2156-93. Безпечність промислових підприємств. Терміни та визначення https://dnaop.com/html/41018/doc-%D0%94%D0%A1% _2156-93

2. Ткаченко О. Т., Мітіна Н. Б., Воробйова Л. О. Ризикоорієнтований підхід в реформуванні систем управління охороною праці. // Тези доповідей IX Міжнародної науково-технічної конференції Том III 24-26 квітня 2019, Дніпро с.71-72.

3. Шегда А. В. Ризики в підприємництві: оцінювання та управління [навч. посіб.] / А. В. Шегда, М. В. Голованенко; за ред. А. В. Шегди – К.: Знання, 2008. – 271 с.

4. Гранатуров В. М. Аналіз підприємницьких ризиків: проблеми визначення, класифікації та кількісної оцінки/ В. М. Гранатуров, І. В. Літовченко, С. К. Харічков. – Одеса: 2003. – 164 с.

5. Кузьмін О.Є. Управління ризиками в інноваційній діяльності: [навч.-метод. посібник] / О. Є. Кузьмін, Н. Ю. Подольчак, Н. І. Подольчак. – Львів: Вид-во Нац. ун-ту «Львівська політехніка», 2009. – 176 с.

6. Методика визначення ризиків та їх прийнятних рівнів для Декларування безпеки об’єктів підвищеної небезпеки – Наказ Міністерства праці та соціальної політики України від 04.12.2002 р. №637.

7. Класифікаційні ознаки надзвичайних ситуацій - Наказ МВС України від 06.08.2018 р. №658. https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/z0969-18#Text

8. НАПБ Б.03.002-2007. Норми визначення категорій приміщень, будинків та зовнішніх установок за вибухопожежною та пожежною небезпекою https://dnaop.com/html/32980/doc

9. ДБН В.1.1.7-2002 «Захист від пожежі. Пожежна безпека об’єктів будівництва» https://dnaop.com/html/3608/doc

10. ДСТУ-Н Б В.1.2-16:2013 «Визначення класу наслідків (відповідальності) та категорії складності об’єктів будівництва». https://www.minregion.gov.ua/napryamki-diyalnosti/building/tech-reg/normuvannia/natsionalni-standarti-u-sferi-budivnitstva-obovyazkovist-

11. ДБН В.2.2-9:2018 «Громадські будинки та споруди. Основні положення» https://dbn.co.ua/load/normativy/dbn/1-1-0-405

12. Постанова Кабінету Міністрів України від № 83 від 04.03. 2015 р. Про затвердження переліку об'єктів державної власності, що мають стратегічне значення для економіки і безпеки держави, Редакція від 26.08.2021р. https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/83-2015-%D0%BF#Text

13. Балдин К. В., Воробьёв С. Н. Модели и методы управления рисками в предпринимательстве. – М.: МПСИ, МОДЭК, 2009. – 432 с.

14. Постанова Кабінету Міністрів України № 862 від 04.06.2003 р. «Про затвердження змін до Методики оцінки збитків від наслідків надзвичайних ситуацій техногенного і природного характеру», ttps://zakon.rada.gov.ua/laws/show

15. Стандарти серії ISO 31000 (ISO 31000 та ISO 31010). Керування ризиком. Методи загального оцінювання ризиків. URL: https://khoda.gov.ua/image/catalog/files/dstu 31010.pdf

Chapter 7.

1. Малета С.В. Последствия самовольной реконструкции объектов недвижимости / С.В. Малета // Российская юстиция. – 2005. – № 7. – С. 45-47.

2. Глоссарий страховых терминов, используемых при проведении страховых операций, связанных с жилищным ипотечным кредитованием (жилищным финансированием). – М.: МФК, 2007. – 72 с., с. 12.

3. Нурмагамбетова А.З., Жандаулетова Ж. Понятие и классификация незавершенного строительства // Евразийский Союз Ученых. 2015. №4-3 (13)

4. http://x-rc.kz/ocenka_nezavershnnogo_stroitels

5. http://mvf.klerk.ru/f1otchet/forma1_130.htm

6. Николаева О.Е., Шишкова Т.В., Международные стандарты финансовой отчетности. М.: УРСС, 2010.

7. http://economy-lib.com/disser/69681/a?#?page=1

Chapter 8.

1. Patent na vynakhid 120181 Ukraina, MPK B01F 9/10, B28C 5/32. Zmishuvach / V.V. Cherniuk, B.S. Pitsyshyn (Ukraina); Natsionalnyi universytet "Lvivska politekhnika". – №a201612982; Zaiavleno 19.12.2016; Opublikovano 25.10.2019, Biuleten № 20. – 3 s.

2. Koeltzsch, K., Qi, Y., Brodkey, R.S. et al. (2003). Drag reduction using surfactants in a rotating cylinder geometry. Exp Fluids. 34, 515–530.

3. Simonenko A.P. Turbulentnoe techenie vodnyih rastvorov mitselloobrazuyuschih PAV v zazore mezhdu koaksialnyimi tsilindrami // Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal. – 1980. – T. XXXVIII, # 2. – S. 231-234.

4. Gidrodinamicheski-aktivnyie kompozitsii v energosberezhenii i ekologii: Monografiya / Simonenko A.P. [i dr.]; pod obsch. red. A.P. Simonenko. – Donetsk: DonNU, 2019. – 207 s.

5. Pitsyshyn B.S. Orel V.I., Popadiuk I.Yu. Vplyv ekstsentrysytetu ta vodnykh rozchyniv dytalanu na hidravlichnyi opir tsylindrychnoho rotora // Technical research and development: collective monograph / Kalafat K., Vakhitova L., Drizhd V., – etc. – International Science Group. – Boston: Primedia eLaunch, 2021. – s.417-422, 601.

Popadiuk I.Yu., Orel V.I., Pitsyshyn B.S. Vplyv shyryny promizhku ta vodnykh rozchyniv metauponu i dytalanu na hidravlichnyi opir tsylindrychnoho rotora // Materialy IV Mizhnarodnoi naukovo-praktychnoi konferentsii «Vodopostachannia ta vodovidvedennia: proektuvannia, budova, ekspluatatsiia, monitorynh» / uklad.: D. Orachevska, N. Vronska. – Lviv: Lvivska politekhnika, 2021. – s.108.

7. Cherniuk V.V., Pitsyshyn B.S. Ustanovka dlia doslidzhennia struktury potoku ridyny mizh nespivvisnymy statorom i rotorom // Visnyk Derzhavnoho universytetu "Lvivska politekhnika". Seriia: Teploenerhetyka. Inzheneriia dovkillia. Avtomatyzatsiia. – 1996. – № 304. – s. 80 – 84.

8. Bakhuis, D., Ezeta, R., Berghout, P. et al. (2020). Controlling secondary flow in Taylor-Couette turbulence through spanwise-varying roughness. Journal of Fluid Mechanics, 883, A15.

9. Simonenko A.P., Aslanov P.V., Dmitrenko N.A., Silenko V.E. Predelnoe umenshenie turbulentnogo treniya vodyi gidrodinamicheski-aktivnyimi dobavkami v

napornyih truboprovodah // Internet-zhurnal "Tehnologii tehnosfernoy bezopasnosti". – 2016. – Vyip. # 6 (70). – S.1–10.

10. Bhambri, P. (2016). Drag Reduction Using Additives in a Taylor-Couette Flow, M.S. dissertation, University of Alberta, Edmonton, AB, Canada. 108 p.

Chapter 9.

1. ГОСТ 17070-2014. Межгосударственный стандарт. Угли. Термины и определения. Издание официальное. Москва: Стандартинформ, 2015. 17 с.

2. Горная энциклопедия / Гл. ред. Е.А. Козловский; ред. кол.: М.И. Агошков, Н.К. Байбаков, А.С. Болдыров и др. Москва: Сов. энциклопедия. Т.3: Кенган - Орт, 1987. 592 с.

3. Гірничий енциклопедичний словник Т.1 / За загальною редакцією В.С. Білецького. Донецьк: Східний видавничий дім, 2001. 515 с.

4. Руководство по борьбе с пылью в угольных шахтах. Москва: Недра, 1979. 319 с.

5. Правила ведення гірничих робіт на пластах, схильних до газодинамічних явищ: СОУ 10.1.00174088.011–2005. - [Чинний від 2005-12-01] / О.М. Брюханов, О.В. Агафонов, А.В. Анциферов [та ін.]. Офіц. вид. Київ: Мінвуглепром України, 2005. 224 с. (Нормативний документ Мінвуглепрому України. Стандарт).

6. Руководство по проектированию вентиляции угольных шахт. Киев: Основа, 1994. 311с.

7. Руководство по предупреждению и тушению эндогенных пожаров на угольных шахтах Украины: КД 12.01.402 – 2000. Донецк: НИИГД, 2000. 216 с.

8. СОУ-П 10.1.00174088.016:2009. Стандарт мінвуглепрому України. Правила визначення ефективності випереджального захисту пластів, схильних до газодинамічних явищ. Видання офіційне. Мінвуглепром України. Київ, 2009. 36 с.

9. Геолого-углехимическая карта Донецкого бассейна / ДонУГИ. Вып. VIII. Москва: Углетехиздат, 1954. 430 с.

10. ГОСТ 25543-2013. Межгосударственный стандарт. Угли бурые, каменные и антрациты. Классификация по генетическим и технологическим параметрам. Издание официальное. Москва: Стандартинформ, 2014. 19 с.

11. Авгушевич И.В., Сидорук Е.И., Броновец Т.М. Стандартные методы испытания углей. Классификации углей. Москва: «Реклама мастер», 2019. 576 с.

12. ГОСТ 6382-2001 (ИСО 0562-98, ИСО 5071-1-97) Межгосударственный стандарт. Топливо твердое минеральное. Методы определения выхода летучих веществ. Издание официальное. Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации. Минск. 12 с.

13. ГОСТ 7303-90 (ст. СЭВ 6768-89). Антрацит. Метод определения объемного выхода летучих веществ. Издание официальное. Государственный комитет СССР по управлению качеством продукции и стандартам. Москва: Издательство стандартов, 1990. 7 с.

14. Антощенко Н.И. Томалак Н.В., Сятковский С.Л. Влияние температуры на степень метаморфизма ископаемых углей. Уголь Украины. 2002. №7. С. 36-38.

15. Справочник по качеству и обогатимости каменных углей и антрацитов Украинской ССР (Донбасс в границах УССР, Львовско-Волынский бассейн). Характеристика качества каменных углей и антрацитов Украинской ССР. Москва: Недра, 1965. 204 с.

16. Справочник по качеству каменных углей и антрацитов Донецкого и Львовско-Волынского бассейнов. Донецкий научно-исследовательский угольный институт. Москва: Недра, 1972. 168 с.

17. Tarasov V. Filatieva E. Antoshchenko M. Galchenko A. Zakharova On selecting the classification degree indicators of coal metamorphism for forecasting dangerous properties of coal seams. / Sciences of Europe. 2020. Vol. 1, No 55 PP. 49-61.

Chapter 10.

1. Burtiyev, R., & Kardanets, V. (2020). Модель головних компонент в сейсмічності зони Вранча. *Geophysical Journal*, *42*(1), 76–85. https://doi.org/10.24028/gzh.0203-3100.v42i1.2020.195474

2. Shestopalov, V., & Bohuslavsky, A. (2020). Термогідродинамічне моделювання впливу глибинних розломів і каналів дегазації на динаміку підземних вод. *Geophysical Journal*, *42*(2), 3–13.
https://doi.org/10.24028/gzh.0203-3100.v42i2.2020.201738

3. Gordienko, V., Gordienko, I., Gordienko, L., Zavgorodnyaya, O., Logvinov, I., & Tarasov, V. (2020). Зони сучасної активізації території України. *Geophysical Journal*, *42*(2), 29–52. https://doi.org/10.24028/gzh.0203-3100.v42i2.2020.201740

4. Gerasymenko, O., Shumlyanska, L., Nadezhka, L., Pivovarov, S., Ganiev, O., Ostapchuk, N., & Shipko, N. (2020). Нейромережеве моделювання в задачі локалізації джерел землетрусів території України. *Geophysical Journal*, *42*(2), 86–98. https://doi.org/10.24028/gzh.0203-3100.v42i2.2020.201743

5. В. Зацерковний, Л. Плічко, О. Приліпко, О. Ніколаєнко, Т. Мужанова. Обгрунтування доцільності застосуваннягеоінформаційних систем у ландшафтно-екологічному моніторингу. Вісник Київського національного університету імені Тараса Шевченка. Геологія. 1(88)/2020.сс.98-105.

6. С. Багрій, Е. Кузьменко, У. Дзьоба. Зв'язок природного імпульсного електромагнітного поля Землі з напруженнями та деформаціями гірських порід на відпрацьованих родовищах солі в передкарпатті в задачах прогнозування розвитку карсту. Вісник Київського національного університету імені Тараса Шевченка. Геологія. 2(89)/2020.сс.79-88.

7. М. Хом'як, Д. Малицький, М. Махніцький, С. Кравець, А. Микита, О. Грицай. Регресійний аналіз сейсмічних і геофізичних параметрів та його застосування для дослідження сейсмічності Закарпатського регіону. Вісник Київського національного університету імені Тараса Шевченка. Геологія. 3(90)/2020.сс.49-53.

8. Є. Углицьких, С. Вижва, О. Іванік. Моніторинг вертикальних зміщень земної поверхні території Закарпаття за даними радарної інтерферометрії. Вісник Київського національного університету імені Тараса Шевченка. 4(91)/2020. Геологія. 4(91)/2020.сс.94-99.

9. О. Остроух, Д. Чомко, В. Остроух, І. Підлісецька. Використання засобів просторового аналізу і можливостей геофнформаційних систем для оцінки стану грунтових вод. Вісник Київського національного університету імені Тараса Шевченка. 4(91)/2020.сс.100-105.

10. С.І.Сніжко, О.Г.Ободовський, О.Г.Шевченко, В.В.Гребінь, Ю.С.Дідовець, І.В.Купріков, О.О. Почаєвець. Регіональна оцінка зміни водного стоку річок Українських Карпат під впливом зміни клімату. Укр. геогр. журн. 2020, 2(110).сс.20-29.

11. О.І. Лук’янець, О.Г. Ободовський, В.В. Гребінь, О.О. Почаєвець, В.О. Корнієнко. Просторові закономірності зміни середнього річного стоку води річок України. Укр. геогр. журн. 2021, 1(113)сс.6-14.

12. Ігнатишин В.В., Ігнатишин А.В., Іжак Т.Й., Ігнатишин М.Б.. Вербицький С.Т. Гідрогеологічні та геодинамічні аспекти екологічного стану Закарпатського внутрішнього прогину. Annali d’Italia №6/2020, VOL. 2. 67 p. pp.32-41. ISSN 3572-2436.

13. Ігнатишин В.В., Ігнатишин А.В., Ігнатишин М.Б.,Вербицький С.Т., Іжак Т.Й. Гідрологічний стан та сейсмотектонічні процеси в Закарпатському внутрішньому прогині за 2019 рік. Ignatyshin V., Ignatishin A., Ignatyshyn M., Verbytsky S.T., Izhak T. HYDROLOGICAL STATE AND SEISMOTECTONIC PROCESSES IN THE TRANSCARPATHIAN INTERNAL DEPRESSION FOR 2019. “Danish Scientific Journal” №36/2020, Vol.2.pp.24-36. ISSN 3375-

14. Ігнатишин В.В., Ігнатишин А.В., Ігнатишин М.Б. Гідрологічні аспекти сучасних горизонтальних рухів та сейсмічності Закарпатського внутрішнього прогину. «Journal of science. Lyon» V. Ignatyshin, A. Ignatishin, M. Ignatyshyn HYDROLOGICAL ASPECTS OF MODERN HORIZONTAL MOVEMENTS AND SEISMICITY OF TRANSCARPATHIAN INTERNAL DEFLECTION. Journal of science.Lyon. №7 2020 , VOL.1. pp.27-37. IISN 3475-3281

15.https://www.google.com/maps/d/pdf?mid=1a8Caxd_IRw0Gn84OFTr41rfgQVGLMvUp&hl=ru&pagew=792&pageh=612&llsw=47.391482%2C21.802482&llne=49.

SCIENTIFIC EDITION

MONOGRAPH

INTELLEKTUELLES KAPITAL - DIE GRUNDLAGE FÜR INNOVATIVE ENTWICKLUNG

TECHNIK, INFORMATIK, SICHERHEIT, ARCHITEKTUR, PHYSIK UND MATHEMATIK, GEOLOGIE

INTELLECTUAL CAPITAL IS THE FOUNDATION OF INNOVATIVE DEVELOPMENT

ENGINEERING, COMPUTER SCIENCE, SAFETY, ARCHITECTURE, PHYSICS AND MATHEMATICS, GEOLOGY

MONOGRAPHIC SERIES «EUROPEAN SCIENCE»

BOOK 10. PART 2

Authors:

Antoshchenko M. (9), Brozhko R. (9), Dekusha L.V. (5), Dvoretsky D.N. (1), Filatiev M. (9), Filatieva E. (9), Ignatyshyn A.V. (10), Ignatyshyn M.B. (10), Ignatyshyn V.V. (10), Ivanov S.O. (5), Izhar T.Y. (10), Kravchatyi A.V. (1), Malinovskiy Y.A. (1), Matlai I.I. (8), Minenko R.V. (1), Mitina N.B. (6), Mushenyk I. (2), Orel V.I. (8), Pitsyshyn B.S. (8), Popadyuk I.Y. (8), Rosseikin I.N. (7), Rudniev Y. (9), Tkachenko A.S. (1), Tkaliia O.I. (6), Toropov A.V. (3), Tsvirkun S.L. (1), Vlasenkov D.P. (1), Vorobiov L.Y. (5), Yarovenko A.G. (4)

The scientific achievements of the authors of the monograph were also reviewed and recommended for publication at the international scientific symposium

«Intellektuelles Kapital - die Grundlage für innovative Entwicklung '2022 /

Intellectual capital is the foundation of innovative development '2022»

(April 29-30, 2022)

The monograph is included in

International scientometric databases

500 copies

April, 2022

Published:

ScientificWorld -NetAkhatAV

Lußstr 13,

Karlsruhe, Germany

Monograph published in the author's edition

e-mail: editor@promonograph.org

https://desymp.promonograph.org

ISBN 978-3-949059-53-7

9 783949 059537