

Академія технічних наук України

**НАУКОВО-ТЕХНІЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ
У ГАЛУЗІ МЕХАНІЧНОЇ ІНЖЕНЕРІЇ ТА
ТРАНСПОРТУ**

КОЛЕКТИВНА МОНОГРАФІЯ

Видавець Кушнір Г.М.
Івано-Франківськ – 2023

УДК 621:629
DOI 10.6084/m9.figshare.22723252
Н 34

*Рекомендовано до друку Вченою Радою наукової установи
Академія технічних наук України (протокол № 6 від 28.04.2023 року)*

Рецензенти:

завідувач кафедри Транспортні системи та логістика
Українського державного університету залізничного транспорту,
доктор технічних наук, професор **Д.В. Ломотько**;
завідувач кафедри Проектування машин та автомобільний інжиніринг
Національного університету «Львівська політехніка»,
доктор технічних наук, професор **В.Т. Дмитрів**;
завідувач кафедри тракторів, автомобілів та біоенергоресурсів
Національного університету біоресурсів і природокористування України,
доктор технічних наук, професор **Є.І. Калінін**.

Н 34 Науково-технічні дослідження у галузі механічної інженерії та транспорту: колективна монографія / заг. ред. А.А. Кашканов. – Академія технічних наук України. – Івано-Франківськ: Видавець Кушнір Г.М. – 2023. – 184 с.
ISBN 978-617-7926-49-7

У монографії розроблено аналітичний метод розрахунку теплових полів у процесі заливки ливарної форми та кристалізації металу, наведено методологію визначення динамічних сил та параметрів напружено-деформованого стану напіввагона при розвантаженні роторним вагоноперекидачем, досліджено конструкційні параметри елементів сошника для посіву просапних культур та конструкційні особливості пневмопристрою для збирання шкідників пасльонових культур, а також розроблена концепція підвищення об'єктивності експертних досліджень дорожньо-транспортних пригод.

УДК 621:629
DOI 10.6084/m9.figshare.22723252

ISBN 978-617-7926-49-7

© Ростислав Лютий, 2023
© Руслан Візньак, 2023
© Дмитро Артеменко, 2023
© Володимир Онопа, 2023
© Андрій Кашканов, 2023
© Академія технічних наук України, 2023

ЗМІСТ

ПЕРЕДМОВА.....	5
<i>Rostyslav Liutyi. Analytical method of calculation of thermal fields in the process of pouring the foundry mold and crystallization of metal...</i>	7
1. The history of the development of methods for calculating thermal fields.....	7
2. Statement of tasks.....	9
3. Establishment of the analytical law of cooling of the casting surface.....	12
4. Calculation of crystallization front advancement in castings.....	15
5. Analytical calculation of thermal fields in castings.....	18
6. Establishing the analytical law of heating the surface of the foundry core.....	24
7. Determining the thermal fields of foundry cores and the dynamics of their change.....	29
8. Conclusions.....	38
Література до розділу.....	39
<i>Руслан Візник. Визначення динамічних сил та параметрів напружено-деформованого стану напіввагона при розвантаженні роторним вагоноперекидачем.....</i>	41
Література до розділу.....	69
<i>Дмитро Артеменко. Дослідження конструкційних параметрів елементів сошника для посіву просапних культур.....</i>	72
1. Вступ.....	72
2. Визначення переваг і недоліків сучасних сошників просапних сівалок.....	73
3. Аналіз останніх досліджень по вдосконаленню конструкцій сошників.....	76
4. Обґрунтування функціонально-конструктивної моделі сошника для посіву просапних культур.....	83
5. Обґрунтування параметрів конструкції наральника сошника.....	87
6. Обґрунтування параметрів конструкції ложеутворювача	

сошника.....	92
7. Обґрунтування конструкції щік сошника.....	97
8. Підсумки.....	103
Література до розділу.....	105
<i>Володимир Онопа. Обґрунтування конструкційних особливостей пневмопристрою для збирання шкідників пасльонових культур...</i>	110
1. Вступ.....	110
2. Визначення переваг і недоліків сучасних пневматичних машин для боротьби із шкідниками.....	111
3. Аналіз конструкцій пневматичних пристроїв для збирання шкідників.....	115
4. Визначення конструктивних параметрів елементів пристрою для збору шкідників з урахуванням особливостей руху шкідника.....	116
5. Визначення ефективності уловлювання шкідників.....	128
6. Обґрунтування зони дії пневмопристрою на оброблювану рослину.....	133
7. Підсумки.....	139
Література до розділу.....	141
<i>Андрій Кашканов. Концепція підвищення об'єктивності експертних досліджень дорожньо-транспортних пригод.....</i>	144
1. Стан безпеки дорожнього руху в Україні як чинник формування актуальних напрямків експертизи дорожньо-транспортних пригод.....	144
2. Невизначеність вимірювань, довідкових і експертних даних та її вплив на результати розслідування дорожньо-транспортних пригод.....	148
3. Методологічні основи досліджень з підвищення об'єктивності експертизи дорожньо-транспортних пригод....	152
4. Стратегія управління процесами підвищення об'єктивності експертизи дорожньо-транспортних пригод....	160
5. Етапи удосконалення технологій експертного аналізу обставин дорожньо-транспортних пригод.....	176
Література до розділу.....	182

ПЕРЕДМОВА

Перший розділ монографії присвячено створенню комплексної математичної методології розрахунку теплових полів у виливках і ливарних стрижнях за системою аналітичних формул. Вперше розроблено комплексну розрахункову методологію визначення теплового поля виливка. Вона заснована на встановленні кінетики охолодження поверхні виливка, просування фронту кристалізації від поверхні до центру виливка, розподілу температур у твердій і рідкій частинах виливка з урахуванням конфігурації лиття. Створена математична методологія є основою для розрахунку теплових полів виливків, ливарних форм і стрижнів. Це дає можливість прогнозувати їх властивості та вибирати оптимальні матеріали. Результати цієї роботи також можуть бути запропоновані як математична основа для удосконалення прикладних комп'ютерних програм для ливарного виробництва.

В другому розділі монографії йдеться про збереження вагонного парку, яке має важливе значення для власників та операторів рухомого складу, виходячи з балансу робочого і не робочого парку. Головною причиною пошкоджень несучої конструкції напіввагону є недотримання змісту нормативних документів при виконанні вантажо-розвантажувальних робіт. Важливим є визначення, контролювання та подальше нормування існуючих динамічних навантажень, які діють під час розвантаження. Це забезпечує збереження несучої конструкції кузову напіввагону, його вузлів та елементів, уникаючи характерних пошкоджень та несправностей.

Третій розділ присвячено питанням розвитку та удосконалення конструкцій робочих органів сільськогосподарських машин. Теоретично обґрунтовані основні технологічні параметри удосконаленої конструкції наральника сошника просапної сівалки: кут входження в ґрунт верхньої і нижньої частини наральника та п'яти. Розроблені удосконалені щоки сошника та теоретично встановлено закон руху часток ґрунту після сходу з їх поверхні. Нова

конструкція сошника може забезпечити якісне укладання і загортання насіння просапних культур згідно агровимог.

В четвертому розділі акцентується, що на сьогоднішній день комахи-шкідники є однією з головних проблем у сільському господарстві, тому вкрай необхідні передові технічні рішення для раннього виявлення шкідників рослин, запобігання небажаному споживанню пестицидів та екологічних засобів боротьби з більшістю їх різновидів. Запропонований пневматичний пристрій для збирання шкідників. Аналітично досліджена детермінована математична модель руху шкідників у повітряному потоці пневмопристрою пневмодезинсектора. Визначена швидкість повітря в щілинах всмоктуючої насадки яка на пряму впливає на ефективність її роботи. Розроблена та теоретично досліджена запропонована конструкція пристрою для збирання шкідників, може дати можливість не тільки якісно виконати процес збирання шкідників пасльонових культур, а і уникнути пошкодження оброблюваної рослини.

Дослідження в п'ятому розділі монографії присвячене вирішенню проблеми підвищення об'єктивності експертних досліджень дорожньо-транспортних пригод. Створено загальну концепцію підвищення об'єктивності експертних досліджень дорожньо-транспортних пригод шляхом застосування методів теорії нечітких множин та нейронних мереж, морфологічного методу та модульної технології синтезу, забезпечено високу гнучкість системи автотехнічної експертизи при зміні умов її функціонування та створено умови для зменшення невизначеності експертного оцінювання механізму аварійних ситуацій. Основний ефект від впровадження розроблених заходів дозволить оптимізувати процес розслідування дорожньо-транспортних пригод та наблизитися до розв'язання проблеми зменшення аварійності на автомобільному транспорті шляхом впровадження сучасних вимог і технологій, які дозволяють системно охопити ключові аспекти забезпечення безпеки дорожнього руху: безпеку конструкцій технічних засобів, якість дорожньої інфраструктури та поведінку людини.

Analytical method of calculation of thermal fields in the process of pouring the foundry mold and crystallization of metal

Rostyslav Liutyi

*National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute",
Kyiv, Ukraine*

1. THE HISTORY OF THE DEVELOPMENT OF METHODS FOR CALCULATING THERMAL FIELDS

The main purpose of mathematical calculations in such an engineering field as foundry production is to obtain a system of rational theoretical ideas and analytical methods that allow with the necessary accuracy for practical purposes to calculate the parameters of the technological process of casting [1].

The first step in solving mathematical problems regarding the distribution of thermal fields was the calculation of soil freezing, performed in 1890 by I. Stefan [2]. He found that the increase in the thickness of the hardened layer is proportional to the square root of time, and this pattern was repeatedly confirmed in the future [1-4]. In the 1920s, S. Saito [5] first solved the thermal problem for a hardening metal and took into account the heat release of crystallization. In the early 1930s C. Schwartz first established an approximate law of temperature distribution in the cross section of the casting and mold. The dependences are based on the Gaussian probability integral. This system of equations is called the Stefan – Schwartz formulas [1-3, 6].

Subsequently, the calculation methods were improved by making additional parameters and refining the coefficients. By the middle of the twentieth century, calculations of the advance of the hardening front inside the casting were performed, and A. Weinik proposed an approximate formula for determining the temperature distribution in its hardened part [2, 7]. However, it is based on empirical coefficients.

These authors [8] proposed analytical formulas for determining the surface temperature of the casting and temperature distribution in it, which are an interpretation of the Stefan-Schwartz method. The surface temperature of the casting is considered constant and time-independent.

The advance of the crystallization front taking into account the solidification region (liquidus and solidus interval) was calculated by A. Spassky and A. Ryzhikov in 1967-1969 [2].

G. Balandin summarized information on the calculations of hardening and cooling processes and created analytical formulas for determining the duration of hardening and cooling of castings in sand (non-metallic) molds. These formulas are the basis of most modern calculation methods and software for foundry processes.

An analysis of the experience gained from the standpoint of mathematics and thermal physics has shown that each of the above calculation methods necessarily contains a rational grain. However, none of the methods can be called universal – one that gives a complete picture of the real distribution of temperature fields.

The thermal field of the mold (and even more so the core) determines the intensity of heat transfer processes at the boundary with the melt, as well as physicochemical processes that occur in the mold material and between it and the melt. Correct interpretation of the whole complex of these processes is the basis of quality management of cast parts. But it is impossible without calculating the thermal field with statistically sufficient accuracy.

It is believed that computer programs for modeling foundry processes "MAGMASOFT", "ProCAST", "WinCAST", "LVMFlow", "NovaFlow", "Polygon" [1] give the necessary accuracy of thermal calculations, but this is not true. Theoretical study of heat transfer processes with the appropriate compilation of mathematical models that most accurately reproduce the essence of the processes, almost stopped with the advent of computer technology. The main thermal problems at that time were not finally solved. There are no analytical solutions for the distribution of the thermal field in the metal melt and casting during curing and subsequent

cooling. There are also no analytical solutions for calculating the dynamics of changes in the surface temperature of the mold.

Typically, programs are built on finite element or finite element methods [9-14]. However, these methods require the precise setting of boundary conditions, one of which is again the surface temperature of the casting. In addition, it is necessary to establish a law of its change over time, which none of the existing methods allows to do. Therefore, computer programs that describe the temperature fields of castings and molds do not give accurate results.

In the foundry industry, most calculations are approximate, due to the multifactorial processes. Therefore, to ensure the accuracy of the calculation at the level of 1.0 K , or even greater, not only is not possible, but also completely impractical for real conditions. If we consider the process in the temperature range of $1700\dots 1800\text{ K}$, then even with a fairly accurate calculation with a confidence level of 0.95 , the error can be $85\dots 90\text{ K}$. This change in the temperature of the material significantly affects its properties, but it remains unaccounted for.

All numerical methods provide solutions only if simplifications are introduced. The first common simplification is to take a variable of a physical quantity as a constant. The second is the introduction into the calculation of two or more interdependent quantities. Both of these shortcomings are common in the calculations of the thermal fields of molds and cores. For example, the surface temperature of a mold, which actually changes rapidly according to a complex law, is often taken as a constant.

2. STATEMENT OF TASKS

Considering the system of "castings – mold (core)", it is necessary to take as a basis the change in temperature of one of them. Then the second object will change its temperature depending on the first. Under the pressure of the mold, it hardens, cools and transfers heat to it. The mold is heated from the surface.

The primary process is obviously the cooling of the casting and heat transfer from it. In addition, we can analytically determine the duration of its hardening and cooling [2, 3]. Depending on the cooling of the casting, in some way will change the surface temperature (T_{CORE}) and in other layers of the mold (core).

Based on the analysis of the study of the issue of thermal fields of casting and mold, a number of theoretical issues are formed (Fig. 1), the solution of which is devoted to our study:

?1 – how to construct a mathematical equation that describes the decrease in surface temperature of the casting in contact with the mold? And what temperature will be on the surface of the casting at the time of completion of its crystallization?

?2 – how to determine the change in surface temperature of the casting after its hardening during cooling in the mold?

?3 – how long will it take for the surface temperature of a rapidly heating mold to equal the surface temperature of a casting that is dynamically cooled?

?4 – what value of temperature will be at this moment of contact "metal – mold"?

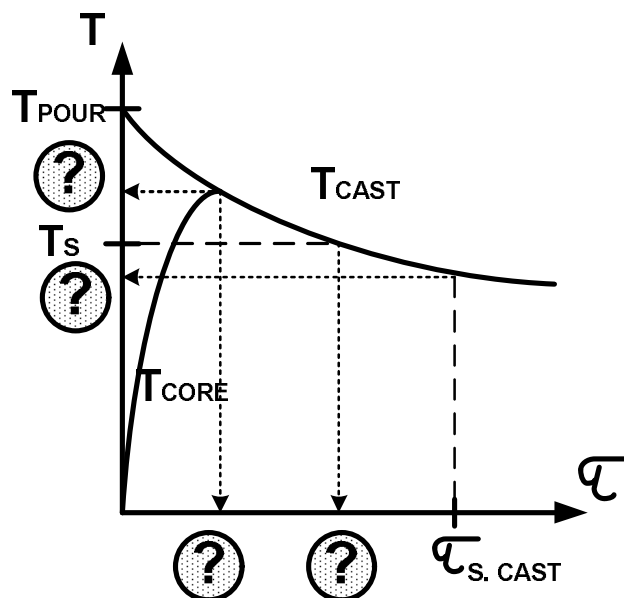


Figure 1 – Scheme for setting the problems of thermal interaction in the system "castings – mold (core)"

In our work on the basis of studying of thermal processes and the general laws of heat and mass transfer the mathematical device which allows to solve the specified complex of problems mainly by analytical methods is developed.

The solution takes into account that the alloy crystallizes in the temperature range (liquidus – solidus).

The set of problems is aimed at finding original mathematical solutions, which will ultimately be of an applied nature. Therefore, the creation of methods for calculating thermal fields is performed on real examples. **The object of calculation 1** is a foundry core with a diameter of 50 mm inside the casting "Hollow thick-walled cylinder" (Fig. 2, a). **The object of calculation 2** is a foundry core with a diameter of 16 mm inside the casting "Hollow thin-walled cylinder" (Fig. 2, b). The dynamics of thermal processes in these systems are fundamentally different. In the first case, the core is exposed to maximum and long-term thermal exposure. In the second case – the thermal process is short and with minimal thermal impact on the core.

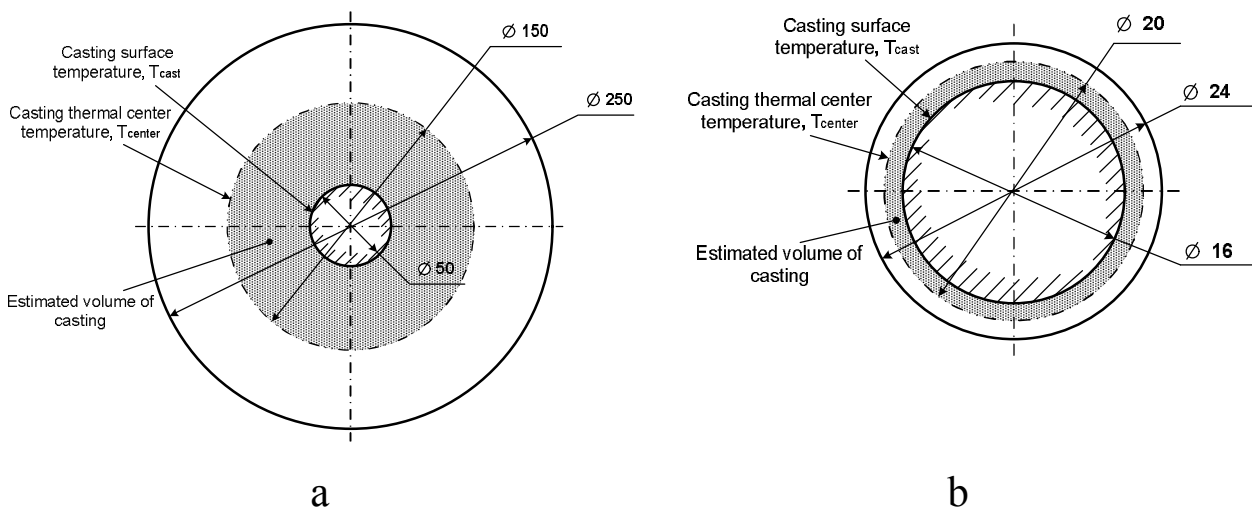


Figure 2 – Calculation schemes of thick-walled (a) and thin-walled (b) hollow cylinders with inner cores

Initial data for castings: carbon steel with 0.25% C; pouring temperature $T_{POUR} = 1873 K$; liquidus temperature $T_L = 1770 K$; solidus temperature $T_S = 1720 K$; specific heat capacity $C_L = 922 \frac{J}{kg \cdot K}$; density

$\rho_L = 7000 \frac{kg}{m^3}$; coefficient of thermal conductivity: for liquid state $\lambda = 23.3 \frac{W}{m \cdot K}$,
for solid state $\lambda = 54.5 \frac{W}{m \cdot K}$; coefficient of thermal conductivity
 $a_L = 0.95 \cdot 10^{-5} \frac{m^2}{s}$.

Initial data for the foundry core: a mixture based on quartz filler;
density $\rho = 1600 \frac{kg}{m^3}$; heat accumulation capacity $b = 1350 \frac{W \cdot s^{1/2}}{m^2 \cdot K}$; coefficient of
thermal conductivity $\lambda = 1.05 \frac{W}{m \cdot K}$; specific heat capacity $C = 1080 \frac{J}{kg \cdot K}$;
coefficient of thermal conductivity $a_{CORE} = 6.1 \cdot 10^{-7} \frac{m^2}{s}$.

3. ESTABLISHMENT OF THE ANALYTICAL LAW OF COOLING OF THE CASTING SURFACE

The duration of complete hardening of castings $\tau_{s.CAST}$ (object 1 and
object 2) was calculated according to the known formulas of
G. Balandin [2, 3]. For a thick-walled casting with a diameter of 250 mm,
the curing time is 2024 s, for a thin-walled casting with a diameter of
24 mm, the curing time is 3.5 s.

To determine the analytical equation of change in the surface
temperature of the casting, you need to have reliable information about its
value at certain points in time. To do this, we use the known formula [3] to
determine the duration of heat removal of overheating:

$$\tau_{OVER} = \left[\frac{C_L \cdot \rho_L \cdot R_{CONS} \cdot (T_{POUR} - T_L)}{1,128 \cdot b_M \cdot (T_{POUR} - T_M)} \right]^2, \quad (1)$$

where C_L – the heat capacity of the alloy in the liquid state, $J/(kg \cdot K)$;

ρ_L – the density of the alloy in the liquid state, kg/m^3 ;

R_{CONS} – consolidated size of the casting, m ;

T_{POUR} – temperature of the pouring alloy, K ;

T_L – temperature of liquidus, K ;

T_M – temperature of the mold, K ;

b_M – heat storage capacity of the mold, $W \cdot s^{1/2}/(m^2 \cdot K)$.

The calculation by formula (1) showed that for thick-walled casting $\tau_{OVER} = 135 \text{ s}$, and for thin-walled casting $\tau_{OVER} = 0.22 \text{ s}$. The duration of heat dissipation from the physical point of view is the period during which the melt in the mold is cooled from the initial temperature (1873 K at time $\tau = 0$) to the beginning of the formation of the solid phase. Since the crystallization of the casting starts from the surface and ends in its thermal center, it is obvious that at the moment $\tau = \tau_{OVER}$ directly on the surface of the casting the temperature value is equal to $T_L = 1770 \text{ K}$.

It is obvious that it is incorrect to apply formula (1) to determine the cooling duration of the casting below the liquidus temperature, because in the casting from the moment $\tau = \tau_{OVER}$ the latent heat of crystallization begins to be released, not just the temperature decrease. Unfortunately, this is not taken into account in the formula.

Let's make a calculation the duration of cooling the surface of both castings to a solidus temperature (1720 K) from the pouring temperature of 1873 K. First, we establish the mathematical law of surface cooling.

The formulation of this problem for a thick-walled casting is as follows:

- initial temperature $T_0 = 1873 \text{ K}$;
- temperature at the time $\tau_{OVER} = 135 \text{ s} = 2.25 \text{ min}$: $T_1 = T_L = 1770 \text{ K}$;
- mold temperature $T_M = 293 \text{ K}$;
- solidus temperature $T_2 = T_S = 1720 \text{ K}$.

The cooling rate v is defined by the following dependence:

$$v = \frac{d(T_{CAST} - T_M)}{d\tau}; \quad \frac{dT}{d\tau} = k \cdot (T_{CAST} - T_M)$$

From here:

$$\frac{dT}{T_{CAST} - T_M} = k \cdot d\tau; \quad \ln(T_{CAST} - T_M) = k \cdot \tau + \ln C;$$

$$\frac{\ln(T_{CAST} - T_M)}{C} = k \cdot \tau;$$

The law of surface cooling will look like:

$$T_{CAST} - T_M = C \cdot e^{k\tau}. \quad (2)$$

The first boundary condition: $T_{\tau=0} = T_0 = 1873 \text{ K}$; $T_M = 293 \text{ K}$.
Therefore:

$$1873 - 293 = C \cdot 1; C = 1580.$$

Then:

$$T_{CAST} - 293 = 1580 \cdot e^{k \cdot \tau}.$$

The second boundary condition: $T_{\tau=2.25 \text{ min}} = T_l = 1770 \text{ K}$. Therefore:

$$1770 - 293 = 1580 \cdot e^{k \cdot 2.25}.$$

$$e^{2.25 \cdot k} = 0.935.$$

$$e^k = (0.935)^{\frac{1}{2.25}} = 0.935^{0.444}.$$

The law of cooling of a surface of casting is established:

$$T_{CAST} - 293 = 1580 \cdot 0.935^{0.444 \cdot \tau}. \quad (3)$$

where τ – the time, *min*;

T_{CAST} – surface temperature of the casting at the estimated time, *K*.

Find by formula (3) the duration of cooling the surface of the casting to a solidus temperature (1720 *K*):

$$T_{CAST} = T_2 = 1720 \text{ K}.$$

$$1720 - 293 = 1580 \cdot 0.935^{0.444 \cdot \tau}.$$

$$\ln 1427 = \ln 1580 + 0.444 \cdot \tau \cdot \ln 0.935;$$

$$7.26 = 7.37 - 0.03 \cdot \tau;$$

$$\tau = \frac{7.37 - 7.26}{0.03} = 3.67 \text{ min} = 220 \text{ s}.$$

Similarly, the statement of problems and solution of the differential equation of cooling for thin-walled (Fig. 2, b) casting. The established law of cooling has the following form:

$$T_{CAST} - 293 = 1580 \cdot 0.935^{4.545 \cdot \tau}. \quad (4)$$

where τ – the time, *s*;

T_{CAST} – surface temperature of the casting at the estimated time, *K*.

The cooling time to the solidus temperature (1720 K) according to formula (4) is 0.35 s.

Thus, for a thick-walled casting (Fig. 2, a) the following is established:

- at time of $\tau = 0$ at all points (on the surface and in the thermal center) casting, the temperature is $T_{CAST} = T_{CENTER} = T_{POUR} = 1873 K$;
- at the time of overheating $\tau_{OVER} = 135 s$ on the surface of the casting, the temperature is $T_{CAST} = 1770 K$;
- at the time of $\tau_s = 220 s$ on the surface of the casting, the temperature is $T_{CAST} = 1720 K$;
- by formula (3) you can determine the surface temperature of the casting T_{CAST} at any time in the period 0...220 s.

For thin-walled casting (Fig. 2, b) the following is established:

- at time of $\tau = 0$ at all points (on the surface and in the thermal center) casting, the temperature is $T_{CAST} = T_{CENTER} = T_{POUR} = 1873 K$;
- at the time of overheating $\tau_{OVER} = 135 s$ on the surface of the casting, the temperature is $T_{CAST} = 1770 K$;
- at the time of $\tau_s = 0.35 s$ on the surface of the casting, the temperature is $T_{CAST} = 1720 K$;
- by formula (4) you can determine the surface temperature of the casting T_{CAST} at any time in the period 0...0.35 s.

4. CALCULATION OF CRYSTALLIZATION FRONT ADVANCEMENT IN CASTINGS

The increase in the thickness of the hardened layer in the thick-walled casting occurs from $\tau_s = 220 s$ to $\tau_{s.CAST} = 2024 s$ (the time when the casting becomes solid). During the period of $2024 - 220 = 1804 s$ the thickness of this layer increases from 0 to 50 mm, i.e. reaches the thermal center of the casting.

In a thin-walled casting, the growth of the solid layer occurs from $\tau_s = 0,35 s$ to $\tau_{s.CAST} = 3.5 s$. During the period of $3.5 - 0.35 = 3.15 s$, the thickness of the layer increases from 0 to 2 mm, therefore, also reaches the thermal center of the casting.

If the castings were flat, the thickness of the solid layer would increase in strict accordance with the law of the "square root". But the castings are cylindrical, and therefore increasing the thickness of the solid layer must take into **account their cylindricality**. From the outer surface of the casting there will be some acceleration of this process when moving from the casting layers with a larger diameter to the layers with a smaller diameter. From the inner surface of the casting, from the side of the core, the process will slow down, because the amount of heat emitted by each subsequent layer of the casting is greater than the previous one.

Based on the above features, the calculation of the advancement of the crystallization front should be attributed not to the thickness of the solidified layer, but to its volume.

The mode of advance of the hardening front inside the casting always corresponds to the law of the "square root" [15]. Then:

$$\delta_{CT} = K_X \cdot \sqrt{(\tau - \tau_S)}, \quad (5)$$

where δ_{CT} – the conditional thickness of the solidified layer (for a flat casting equal to the actual thickness), m ;

K_X – coefficient that reflects the speed of advance of the crystallization front, $m/s^{1/2}$;

τ – estimated time, s ;

τ_S – the duration of surface cooling to the solidus temperature, s .

To find the coefficients K_X use formula (5), taking $\delta_{CT} = R_{CONS}$ (consolidated size or cooling module of the casting), and $\tau = \tau_{S.CAST}$.

For thick-walled casting:

$$K_X = \frac{R_{CONS}}{\sqrt{\tau_{S.CAST} - \tau_S}} = \frac{0.05}{\sqrt{2024 - 220}} = 0.001177 \frac{m}{s^{1/2}}.$$

For thin-walled casting:

$$K_X = \frac{R_{CONS}}{\sqrt{\tau_{S.CAST} - \tau_S}} = \frac{0.002}{\sqrt{3.5 - 0.35}} = 0.001127 \frac{m}{s^{1/2}}.$$

The values of this coefficient for castings differ by less than 5%. It is logical to assume that the coefficients of advance of the hardening front for both castings have the same values.

To take into account the **cylindricity** of castings, mathematical operations were performed in the following sequence:

- the estimated volume of castings is determined (see Fig. 2, a, b);
- the conditional thickness of the solidified layer δ_{CT} for each time according to the formula (5) is determined;
- the relative thickness of the solidified layer δ_{CT}/R_{CONS} for each time point is determined;
- the relative volume of the solidified casting layer for each time point is determined;
- the actual thickness of the solidified casting layer for each time point is calculated.

The calculated volume of the casting is its inner part (from the inner diameter to the thermal center), which is in contact with the core (see the hatching on Fig. 2). For a thick-walled casting, the inner diameter of this element is 50 mm, the outer (middle wall thickness of the casting) is 150 mm. For thin-walled castings, the inner diameter is 16 mm, and the outer diameter is 20 mm. The height of the calculation element of both castings is taken as one.

Estimated volume of thick-walled casting:

$$V = \frac{\pi}{4} \cdot (0.15^2 - 0.05^2) \cdot 1 = 0.0157 \text{ vol.units.}$$

The conditional thickness of the solidified layer at time 300 s:

$$\delta_{CT} = 0,01177 \cdot \sqrt{(300 - 220)} = 0.0105 \text{ m.}$$

The relative thickness of the solidified layer at time 300 s:

$$\frac{\delta_{CT}}{R_{CONS}} = \frac{0.0105}{0.05} = 0.210.$$

The relative volume of the solidified layer:

$$V_{300} = 0.210 \cdot V = 0.210 \cdot 0.0157 = 0.0033 \text{ vol.units.}$$

The outer diameter of the solidified layer d_S and its thickness δ_S :

$$\frac{\pi}{4} \cdot (d_s^2 - 0.05^2) \cdot 1 = V_{300};$$

$$d_s = \sqrt{\frac{4 \cdot V_{300}}{\pi} + 0.05^2} = \sqrt{\frac{4 \cdot 0.0033}{3.14} + 0.05^2} = 0.082 \text{ m.}$$

$$\delta_s = \frac{d_s - 0.05}{2} = \frac{0.082 - 0.05}{2} = 0.016 \text{ m.}$$

As you can see, the actual thickness of the solidified layer differs from the conditional in a larger direction. From the mold side, the thickness of the solidified layer will differ to a lesser direction.

Similar calculations were performed for time points 500, 1000, 1500, 2000 and 2024 s. The rest of the casting space (limited by diameters d_s and 150 mm) is occupied by the liquid zone. All results are shown in table 1.

Calculations by a similar algorithm were performed for thin-walled castings at times 0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5; 3.0 and 3.5 s. All results are shown in table 2.

5. ANALYTICAL CALCULATION OF THERMAL FIELDS IN CASTINGS

The change in the surface temperature of the castings is determined only until the solidus temperature is reached. After this point (220 s for the first and 3.5 s for the second casting) the surface temperature is unknown. The law of its change and specific meanings need to be established.

This requires much more data than we have. For additional information, determine the temperature change in the centers of the castings during the entire time of their hardening.

It is known that at time $\tau = 0$ the temperature in the center $T_{CENTER} = T_{POUR} = 1873 \text{ K}$, and at the time of completion of curing there disappears the last particle of the liquid phase (solidus is achieved): $T_{CENTER} = T_S = 1720 \text{ K}$.

Table 1 – The calculated temperature field of a thick-walled steel casting with a diameter of 250 mm with an inner hole with a diameter of 50 mm during the period from pouring to the end of hardening

The moment of time τ, s	0	50	100	135	150	200	220	250	300	500	1000	1500	2000	2024
Conditional thickness of the solidified layer δ_{CT} , <i>m</i>	0	0	0	0	0	0	0	0.0064	0.0105	0.0197	0.0329	0.0421	0.0497	0.0500
Relative thickness of the solidified layer δ_{CT}/R_{CONS}	0	0	0	0	0	0	0	0.129	0.210	0.394	0.658	0.842	0.994	1.000
The volume of the solidified layer, <i>vol. units</i>	0	0	0	0	0	0	0	0.0020	0.0033	0.0062	0.0103	0.0132	0.0156	0.0157
The outer diameter of the solidified layer, <i>m</i>	0	0	0	0	0	0	0	0.071	0.082	0.102	0.125	0.139	0.149	0.150
The actual thickness of the solidified layer, <i>m</i>	0	0	0	0	0	0	0	0.010	0.016	0.026	0.037	0.044	0.049	0.050
The thickness of the liquid layer, <i>m</i>	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.040	0.034	0.024	0.013	0.006	0.001	0
The temperature in the center of the casting T_{CENTER} , <i>K</i>	1873	1871	1859	1848	1844	1831	1826	1820	1810	1782	1748	1732	1721	1720
The temperature on the surface of the casting T_{CAST} , <i>K</i>	1873	1834	1796	1770	1759	1723	1720	1714	1710	1703	1697	1693	1689	1689

Table 2 – The calculated temperature field of a thick-walled steel casting with a diameter of 24 mm with an inner hole with a diameter of 16 mm during the period from pouring to the end of hardening

The moment of time τ , s	0	0.22	0.35	0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0	3.5
Conditional thickness of the solidified layer δ_{CT} , m	0	0	0	0.00044	0.00091	0.00121	0.00145	0.00165	0.00183	0.002
Relative thickness of the solidified layer δ_{CT}/R_{CONS}	0	0	0	0.218	0.454	0.604	0.724	0.826	0.917	1.000
The volume of the solidified layer, vol. units	0	0	0	0.000024	0.000051	0.000068	0.000081	0.000093	0.000103	0.000112
The outer diameter of the solidified layer, m	0	0	0	0.017	0.018	0.0185	0.019	0.0193	0.0197	0.002
The actual thickness of the solidified layer, m	0	0	0	0.0005	0.0010	0.0012	0.0015	0.0017	0.0018	0.002
The thickness of the liquid layer, m	0.002	0.002	0.002	0.0015	0.0010	0.0008	0.0005	0.0003	0.002	0
The temperature in the center of the casting T_{CENTER} , K	1873	1848	1827	1808	1771	1753	1740	1732	1725	1720
The temperature on the surface of the casting T_{CAST} , K	1873	1770	1720	1710	1702	1698	1697	1695	1694	1693

The change in temperature in the center of the casting can be calculated with sufficient accuracy by the C. Schwartz formula [2, 3]:

$$T_{LM} = T_{POUR} - (T_{POUR} - T_0) \cdot \frac{1 - \operatorname{erf}\left(\frac{y}{2 \cdot \sqrt{a_L \cdot \tau}}\right)}{1 - \operatorname{erf}\left(\frac{K}{2 \cdot \sqrt{a_L}}\right)}, \quad (6)$$

where T_{LM} – temperature of the liquid metal inside the casting at a distance y from the surface at time τ , K ;

T_0 – crystallization temperature of the alloy, K ;

a_L – coefficient of thermal conductivity of the alloy in the liquid state, m^2/s ;

K – the hardening coefficient, $m/s^{1/2}$.

To determine the coefficient K , which will provide reliable results in the future, consider that the condition for complete crystallization of the casting is to reach the center of solidus temperature (1720 K). Therefore, in formula (6) we obtain $T_{LM} = T_S$; $T_0 = T_S$.

For a thick-walled casting $y = 0.05$ m. In this case we obtain:

$$1 - \operatorname{erf}\left(\frac{0.05}{2 \cdot \sqrt{a_L \cdot \tau}}\right) = 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{K}{2 \cdot \sqrt{a_L}}\right),$$

And:

$$\frac{0.05}{2 \cdot \sqrt{a_L \cdot \tau}} = \frac{K}{2 \cdot \sqrt{a_L}}.$$

Substituting $\tau = \tau_{S.CAST} = 2024$ s, determine the hardening coefficient K :

$$K = \frac{R_{CONS}}{\sqrt{\tau_{S.CAST}}} = \frac{0.05}{\sqrt{2024}} = 0.0011 \frac{m}{s^{1/2}}.$$

For thin-walled casting $y = 0.002$ m, $\tau_{S.CAST} = 3.5$ s. Then:

$$K = \frac{R_{CONS}}{\sqrt{\tau_{S.CAST}}} = \frac{0.002}{\sqrt{3.5}} = 0.00107 \frac{m}{s^{1/2}}.$$

The value of temperature in the center of the thick-walled casting at times 50, 100, 150, 200, 250, 300, 500, 1000, 1500, 2000 s by formula (6),

and also at these points of time $\tau_{OVER} = 135 \text{ s}$; $\tau_s = 220 \text{ s}$ i $\tau_{S.CAST} = 2024 \text{ s}$. All the results obtained are listed in table 1.

The value of temperature in the center of the thin-walled casting at times 0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0 s by formula (6), and at times $\tau_{OVER} = 0.22 \text{ s}$; $\tau_s = 0.35 \text{ s}$, $\tau_{S.CAST} = 3.5 \text{ s}$. All the results obtained are listed in table 2.

The values of the temperature in the center of the castings and the position of the solidification front at fixed points in time are already known. If we conditionally divide the casting into liquid and solid parts and consider it as a two-layer wall, it would be correct to assume that the heat fluxes in these parts will be equal [1]: $q_s = q_L$, and therefore:

$$\frac{\lambda_L}{\delta_L} \cdot (T_{CENTER} - T_S) = \frac{\lambda_S}{\delta_S} \cdot (T_S - T_{CAST}), \quad (7)$$

where δ_L – thickness of the liquid layer, m (table 1, 2);

δ_S – thickness of the solidified layer, m (table 1, 2);

λ_L and λ_S – coefficients of thermal conductivity of the alloy in liquid and solid state, $W/(m \cdot K)$.

The surface temperature of the casting from this equation:

$$T_{CAST} = T_S - \frac{\lambda_L \cdot \delta_S}{\delta_L \cdot \lambda_S} \cdot (T_{CENTER} - T_S).$$

In order to take the cylindricality of the casting instead of the ratio of the thickness of the solid and liquid layers, the ratio of their volumes must be taken into account:

$$T_{CAST} = T_S - \frac{\lambda_L \cdot V_S}{V_L \cdot \lambda_S} \cdot (T_{CENTER} - T_S), \quad (8)$$

where V_L and V_S – volumes of the liquid and solidified layer (table 1, 2).

The surface temperature of the casting is determined by pre-calculated values of the volumes of solid and liquid parts at different times.

For example, for a thick-walled casting at time $\tau = 250 \text{ s}$:

$$T_{CAST} = 1720 - \frac{23.3 \cdot 0.0020}{54.5 \cdot (0.0157 - 0.0020)} \cdot (1820 - 1720) = 1714 \text{ K}.$$

For a thin-walled casting at time $\tau = 0.5 \text{ s}$:

$$T_{CAST} = 1720 - \frac{23.3 \cdot 0.000024}{54.5 \cdot (0.000112 - 0.000024)} \cdot (1808 - 1720) = 1710 \text{ K.}$$

All results are shown in tables 1 and 2.

The calculated temperature fields of both castings are shown in Fig. 3 and Fig. 4.

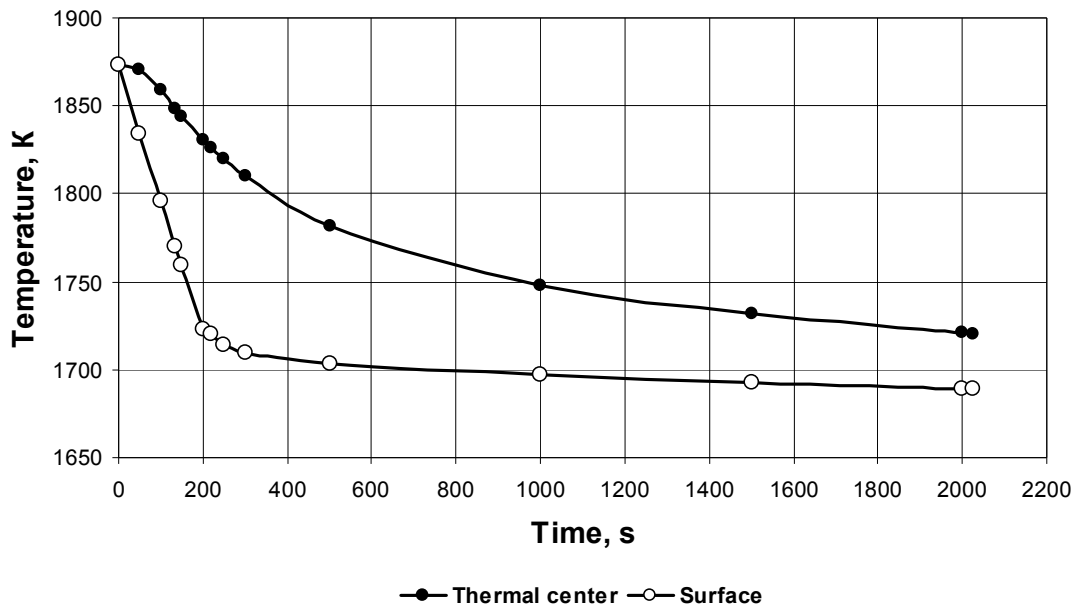


Figure 3 – Distribution of temperatures from pouring to complete crystallization in a thick-walled steel casting (see Fig. 2, a).

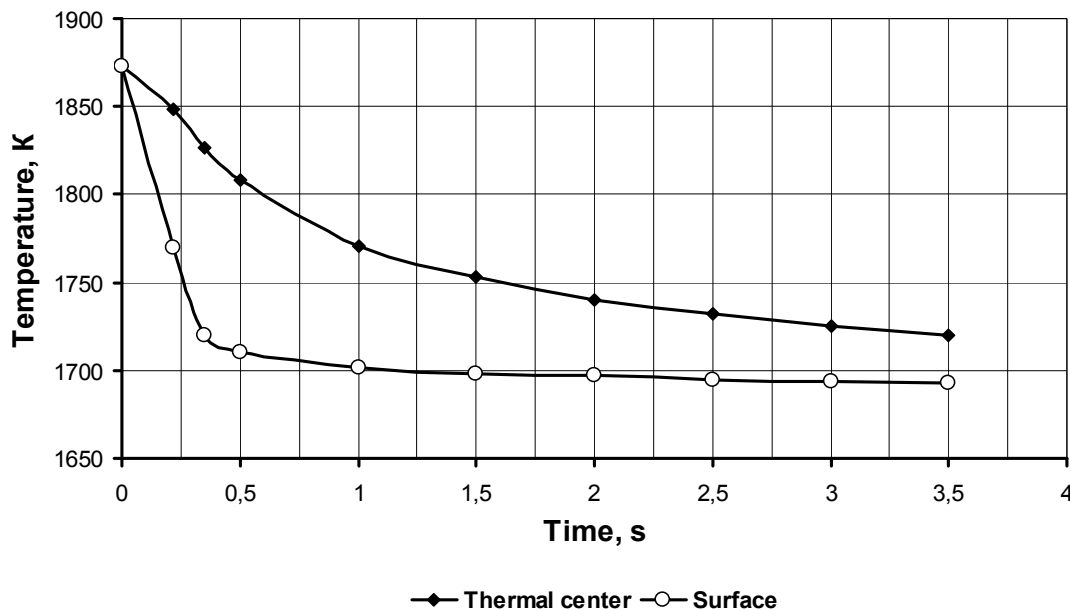


Figure 4 – Distribution of temperatures from pouring to complete hardening in a thin-walled steel casting (see Fig. 2, b)

The temperature difference along the cross section of the castings in the curing process decreases. Since at the end of hardening it is minimal, in the process of further cooling in the form it can be neglected and the temperature in the cross section of the casting is almost the same.

Formulas [2, 3] for calculating the cooling time of the mold in the mold is used to determine the change in surface temperature of the casting after solidification.

6. ESTABLISHING THE ANALYTICAL LAW OF HEATING THE SURFACE OF THE FOUNDRY CORE

The change in temperature of the core surface over time is the basis for determining the thermal fields inside it.

Obviously, the temperature of the contact surface of the core can't instantly reach the surface temperature of the casting T_{CAST} . This process takes some time and we called it **the period of thermal inertia**.

The Fourier criterion equation is used to establish it. For our conditions it has the following form [15, 16]:

$$\frac{T_{CAST} - T_{CORE}}{T_{CAST} - T_{X_2}} = f\left(Fo; \frac{X}{X_2}\right), \quad (9)$$

where T_{CAST} – the surface temperature of the casting, K ;

T_{X_2} – the temperature of the core at a distance of X_2 from the surface of the casting, K ;

X – the distance of the calculation point of the core from the surface of the casting, m ;

T_{CORE} – temperature at the calculation point of the core.

It is also known that the Fourier criterion is determined by a formula:

$$Fo = \frac{a_{CORE} \cdot \tau}{X_2^2}, \quad (10)$$

where a_{CORE} – the coefficient of thermal conductivity of the core, m^2/s ;

τ – the time, s .

The Fourier criterion takes values from 0 to 1. A value of 1.000 corresponds to the condition when the left side of equation (10) is minimal. This occurs at the maximum approximation of the calculated surface temperature of the core to the surface temperature of the casting or their equalization.

The distance of the calculated point of the core X from the surface of the casting is taken according to the practical data of the average particle size of the core mixture [17]. A necessary condition for the contact transfer of heat between the particles inside the core is the heating of its single surface layer. The surface of the core does not have a perfectly smooth shape due to the uneven packaging of sand grains during its making in the core box. This is confirmed by observations on a microscope (Fig. 5).



Figure 5 – Photo of the surface of foundry core through an optical microscope (increase 14 times)

Therefore, with an average particle diameter of the filler of 0.2 mm , the distance $X = 0.3 \text{ mm}$. The ratio $\frac{X}{X_2}$ is taken equal to 0.1, then $X_2 = 3 \text{ mm}$.

Based on the value of the criterion $Fo = 1.000$, by formula (10):

$$\tau = \frac{X_2^2}{a_{CORE}} = \frac{0.003^2}{61 \cdot 10^{-8}} = 15 \text{ s.}$$

This means that the surface temperature of the core T_{CORE} will approach the surface temperature of the casting T_{CAST} only after 15 s . It is also important that this time does not depend on the initial temperature of the melt and the core, or on the cooling rate of the casting. It depends

solely on the thermal properties of the core mixture and is valid for both thick-walled and thin-walled castings in our calculation.

This time is called **the period of thermal inertia τ_i** . Its main property is that the surface of the core will reach the same temperature as the surface of the casting, after a certain period τ_i from the moment of contact. The principle of thermal inertia can be introduced for both the process of rapid heating and rapid cooling of the surfaces of two bodies in close contact.

Direct calculation of the thermal field of the core should be carried out by the method of finite differences. For the practical implementation of the method it is necessary to divide the core into a certain number of equal layers of thickness ΔX , and then, depending on the thickness of the elementary layer, to determine a single calculation period of time $\Delta\tau$:

$$\Delta\tau = \frac{(\Delta X)^2}{2 \cdot a_{CORE}}. \quad (11)$$

The diameter of the core in a thick-walled casting is 50 mm , so the radius is 25 mm . The heating of the core occurs from the surface to the center at a distance of radius. Dividing the core into 5 layers of thickness $\Delta X = 5 \text{ mm}$, we obtain:

$$\Delta\tau_1 = \frac{(0.005)^2}{2 \cdot 61 \cdot 10^{-8}} = 20.5 \text{ s}.$$

The diameter of the core in a thin-walled casting is 16 mm , so the radius is 8 mm . Dividing the core into 4 layers of thickness $\Delta X = 2 \text{ mm}$, we obtain:

$$\Delta\tau_2 = \frac{(0.002)^2}{2 \cdot 61 \cdot 10^{-8}} = 3.3 \text{ s}.$$

Comparing the period of thermal inertia $\tau_i = 15 \text{ s}$ with the first elementary calculated time interval $\tau_l = 20.5 \text{ s}$, we see that for the calculation of the thermal field of the core in a thick-walled casting the period of thermal inertia is not of fundamental importance. The dynamics of temperature change in the period $0 \dots 15 \text{ s}$ can be neglected, because in the first estimated time of 20.5 s the surface temperature of the core will already reach the surface temperature of the castings. Moreover, since the

cooling of the casting occurs at a low rate, it is correct to assume that the change in surface temperature of the core from the moment $\tau_i = 15 \text{ s}$ until the end of the calculation period will be equal to the surface temperature of the casting.

Comparing the period of thermal inertia $\tau_i = 15 \text{ s}$ with the second elementary calculated time interval $\tau_2 = 3.3 \text{ s}$, we see that to calculate the thermal field of the core in a thin-walled casting it is necessary to set the surface temperature of the core at moments 3.3; 6.6; 9.9 and 13.2 s. Therefore, the dynamics of temperature change in the period 0...15 s is very important!

The Stefan – Schwartz method [3] was used to determine the dynamics of changes in this temperature, but with additional accurate determination of the contact surface temperature T_{CONT} :

$$T_{CORE} = T_{CONT} - (T_{CONT} - T_{C0}) \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{y}{2 \cdot \sqrt{a_{CORE} \cdot \tau}}\right), \quad (12)$$

where T_{CORE} – the temperature of the core at a distance y from the contact surface, K ;

T_{CONT} – the contact surface temperature, K ;

T_{C0} – the initial temperature of the core, K ;

y – distance from the contact surface, m ;

a_{CORE} – the coefficient of thermal conductivity of the core, m^2/s ;

τ – the time, s .

It is important to set the contact surface temperature T_{CONT} correctly to ensure the accuracy of the calculation [18]. It is obvious that the surface temperature of the casting will be different at each time, and therefore T_{CONT} changes dynamically. At time $\tau = 3.3 \text{ s}$, the surface temperature of the casting is 1693 K . Under this condition, the temperature at the calculation point (at a distance of 0.3 mm from the surface of the core) will be:

$$T_{CORE} = 1693 - (1693 - 293) \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{0.0003}{2 \cdot \sqrt{61 \cdot 10^{-8} \cdot 3.3}}\right) = 1525 \text{ K}.$$

It is known that during the period of thermal inertia $\tau_i = 15 \text{ s}$ the surface of the core is heated from 293 K to 1370 K (this is the temperature

of the casting surface after 15 s). However, the obtained value of T_{CORE} is much higher than 1370 K. This error is typical for practical calculations and algorithms of computer programs.

Therefore, it becomes clear that instead of the surface temperature of the casting at time $\tau = 3.3$ s (which cools quickly) to the calculation must be substituted the maximum temperature to which the surface of the core is heated at the end of the period of thermal inertia τ_i :

$$T_{CORE} = 1370 - (1370 - 293) \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{0.0003}{2 \cdot \sqrt{61 \cdot 10^{-8} \cdot 3.3}}\right) = 1241 \text{ K}.$$

Then the surface temperature of the core for a period of 3.3...15.0 s increases from 1241 K to 1370 K. Since the temperature change is insignificant, it can be considered linear. At the moment of 6.6 s it is equal to 1274 K, at the moment of 9.9 s– 1307 K, at the moment of 13.2 s– 1340 K.

In the subsequent moments of time there is a sharp decrease in temperature of a surface of a casting. To establish the law of joint cooling of the casting with the core, it is also necessary to take into account the principle of thermal inertia, which is that the cooling of the core surface will lag in time from the cooling of the casting surface by τ_i . Thus, the surface of the core will have a higher temperature than the casting at the stage of the most rapid cooling of the casting (Fig. 6).

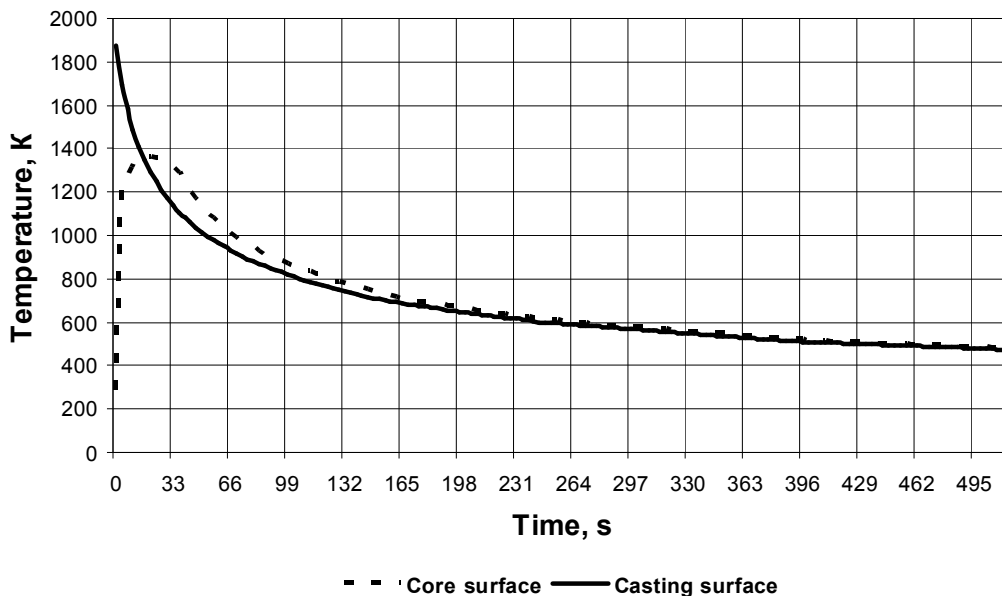


Figure 6 – Changing the surface temperature of the thin-walled casting and the core

The graph of the change in the surface temperature of the core is determined on the basis of the above conclusions. By the 15th second, it is heated to 1370 K, and then cooling begins: at $\tau = 16.5$ s: $T_{CORE} = 1368$ K, at $\tau = 19.8$ s: $T_{CORE} = 1362$ K, at $\tau = 23.1$ s: $T_{CORE} = 1356$ K, at $\tau = 26.4$ s: $T_{CORE} = 1351$ K, at $\tau = 29.7$ s: $T_{CORE} = 1346$ K and so on (see Fig. 6).

7. DETERMINING THE THERMAL FIELDS OF FOUNDRY CORES AND THE DYNAMICS OF THEIR CHANGE

The temperature of the core surface is taken as a basis for determining the temperature in its center at each calculated time. Now that we know the exact values of the core surface temperature at any time during the calculation period, the Stefan – Schwartz method gives quite accurate results for determining the center temperature.

As previously established, accuracy is ensured by making an important correction to formula (12). For a thick-walled casting, the correction is to replace the constant temperature T_{CONT} with a variable surface temperature of the casting T_{CAST} (the value and its change over time are pre-set).

The temperature of the center of the core T_{CC} , determined for a number of important calculated points in time, are shown in table 3.

Calculations for thin-walled castings must take into account the principle of thermal inertia (the lag in time of the core surface temperature from the surface temperature of the casting by 15 s). The temperature of the center of the core T_{CC} , determined taking into account this principle, is shown in table 4.

According to the ready digital data of change of temperature of a surface of castings, a surface and the center of foundry cores, calculations of thermal fields of both cores by a method of finite differences are executed. The values of temperatures in each unit period of time (20.5 and 3.3 s, respectively) between the points indicated in Tables 3 and 4 are established by a linear approximation.

Table 3 – The change in surface temperature and temperature in the center of the core in a thick-walled casting

The moment of time τ, s	The surface temperature of the core T_{CORE}, K	The temperature in the center of the core T_{CC}, K
1	2	3
0	1873	293
50	1834	296
100	1796	329
135	1770	368
150	1759	390
200	1723	446
220	1720	470
250	1714	509
300	1710	559
500	1703	737
1000	1697	954
1500	1693	1080
2000	1689	1118
3714	1600	1221
5669	1500	1215
8284	1400	1183
11791	1300	1134
12934	1273	1119

Table 4 – The change in surface temperature and temperature in the center of the core in a thin-walled casting

The moment of time τ, s	The surface temperature of the core T_{CORE}, K	The temperature in the center of the core T_{CC}, K
1	2	3
0	293	293
3.3	1241	293
6.6	1277	293
9.9	1313	293

Continuation of Table 3

1	2	3
13.2	1346	344
16.5	1368	371
19.8	1362	404
23.1	1356	431
26.4	1351	459
29.7	1346	485
33.0	1316	507
36.3	1291	521
39.6	1247	530
42.9	1207	538
46.2	1173	545
72.6	980	564
79.2	948	565
105.6	850	560
155.1	730	539
244.2	618	502
429	505	448
515	479	432

It is taken into account that the cores are cylindrical, so the heating of their elementary layers is not uniform, but taking into account the amount of heat that is perceived (or conducted) by each layer. Therefore, each of them should not have the same thickness as calculated, but the same volume. The real position of the calculation points and the division of the cores into elementary layers for thick-walled and thin-walled castings are shown in Fig. 7.

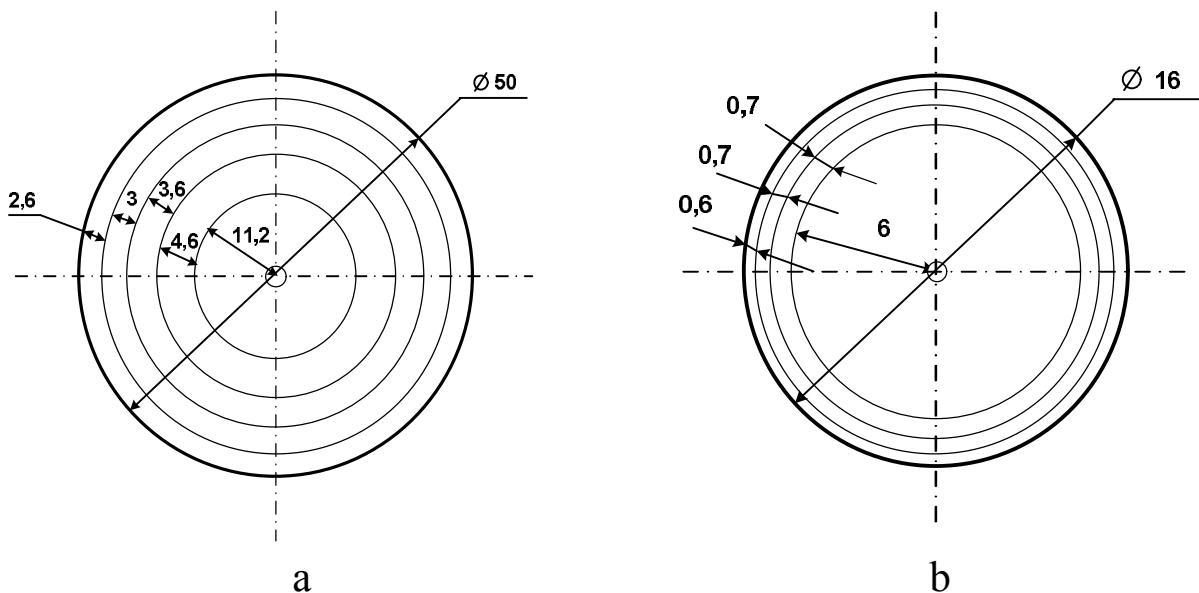


Figure 7 – Division of cores with a diameter of 50 *mm* (a) and a diameter of 16 *mm* (b) into elementary layers to determine the thermal fields

According to this figure and the performed calculation, the thermal fields of the core in the thick-walled casting at the moments are determined:

- $\tau = \tau_{OVER}$ (heat removal of overheating);
- $\tau = \tau_S$ (cooling the surface of the casting to a solidus temperature);
- $\tau = \tau_{S.CAST}$ (complete crystallization of the casting);
- $\tau = \tau_{1000}$ (cooling of the casting to 1000 °C, or 1273 K).

A similar calculation was performed using traditional methods, including existing software. The change in surface temperature of castings is taken as a linear value from T_{POUR} to T_S ; the surface temperature of the core throughout the calculation period is taken to be equal to the surface temperature of the casting.

The comparison of the results for the thick-walled casting in two variants is given in Table 5 and in Fig. 8. At the end of the heat removal, the difference in design temperatures in the surface zone of the core is 50 K, and in its center – almost 100 K. At the end of the hardening of the casting, the difference is 100 and 130 K. The calculation errors are directed in the direction of exceeding the real values.

The results of both calculations are close to each other in subsequent periods of cooling of the castings. All important processes take place in the first stages. Therefore, in our work, the developed system of calculation methods ensures the achievement of the most accurate and reliable results.

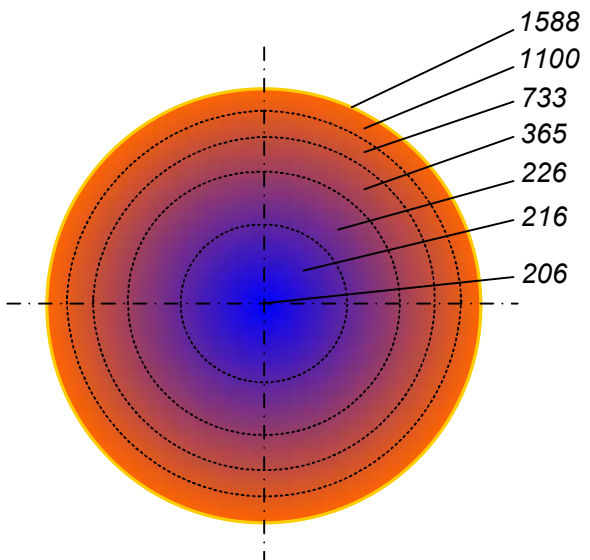
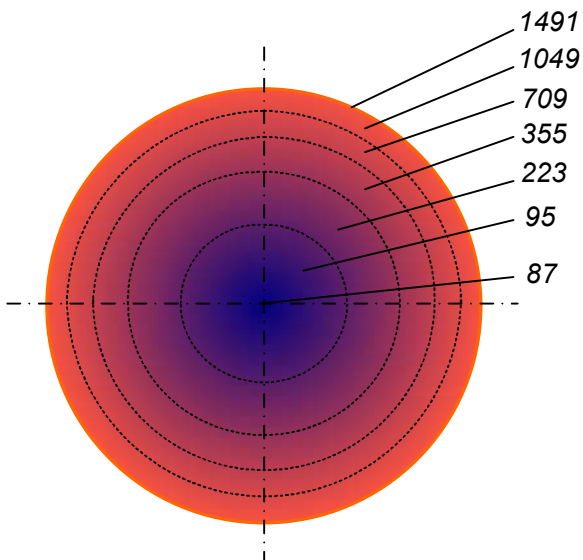
Table 5 – Comparison of calculated data according to traditional and developed methods

The distance from the core surface, <i>mm</i>	The temperature at these points, <i>K</i> , at times							
	135 <i>s</i> (heat removal of overheating)		220 <i>s</i> (cooling the surface to solidus)		2024 <i>s</i> (crystallization of the casting)		12934 <i>s</i> (cooling to 1000 °C)	
	D*	T*	D	T	D	T	D	T
0.3 (surface)	1764	1861	1719	1853	1687	1720	1273	1273
1.3	1322	1373	1385	1476	1591	1630	1248	1248
3.1	982	1006	1108	1166	1493	1537	1223	1223
7.4	628	638	820	864	1397	1445	1198	1198
11.5	496	499	661	717	1303	1353	1172	1172
19.4	368	396	518	605	1210	1263	1146	1146
25 (center)	360	479	470	603	1119	1174	1119	1119

* D – calculation by developed method, T – calculation by traditional method

In Fig. 8 values of temperatures are specified in degrees Celsius for convenience of the analysis of possible physical and chemical processes in foundry cores.

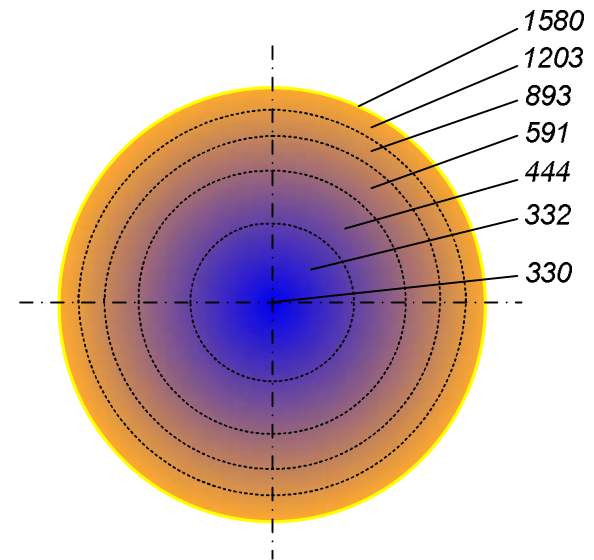
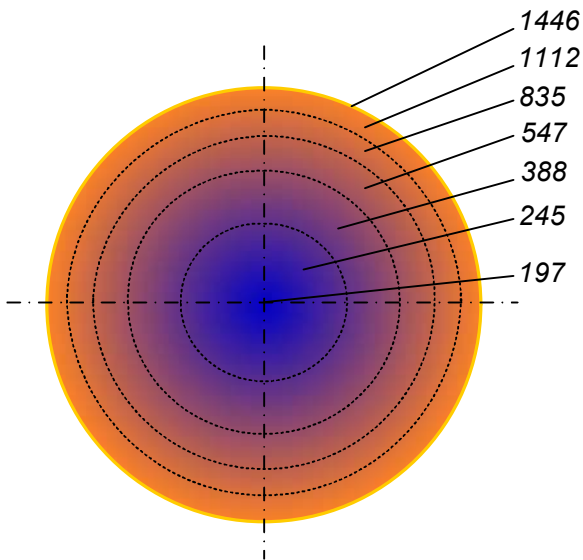
The entire casting is in a liquid state until the removal of heat of overheating. In turn, the surface zone of the core already has a temperature above 1000 °C (Fig. 8, a). At this temperature, any organic binder is destroyed to form a gas phase. And the filler particles lose their bond with each other, which creates the preconditions for the formation of burns on the surface of the castings.



The moment of heat removal of overheating (135 s)

a

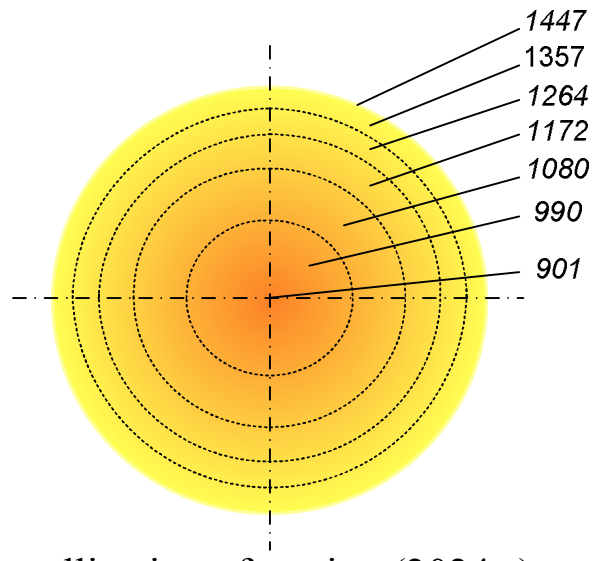
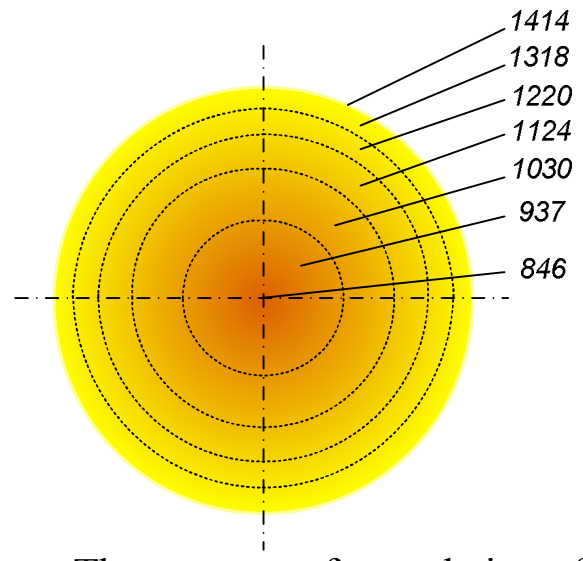
b



The moment of cooling of the casting surface to the solidus temperature (220 s)

c

d



The moment of completion of crystallization of casting (2024 s)

e

f

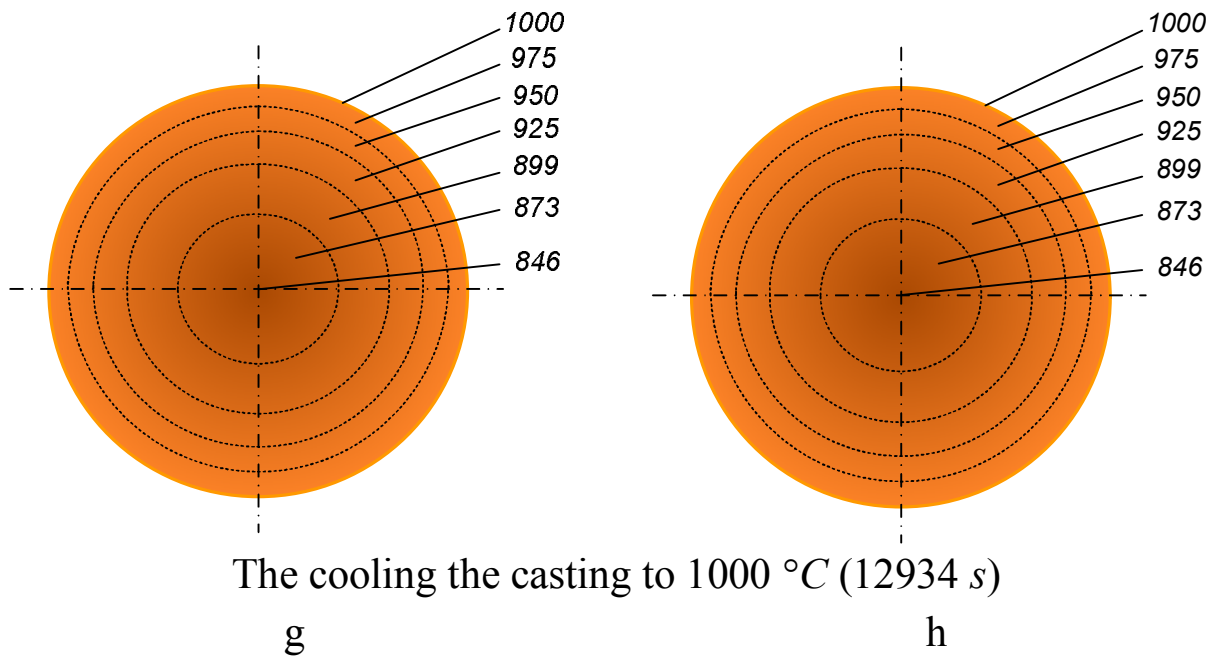


Figure 8 – Distribution of temperature fields of the foundry core with a diameter of 50 mm in a thick-walled casting: a, c, e, g – by the developed method; b, d, f, h – by the traditional method

The calculation for the casting core in a thin-walled casting was performed under the condition of dividing the core into 4 layers by thickness (see Fig. 7, b). According to this figure and the performed calculation, the thermal fields of the core in the thin-walled casting at the moments are determined:

- $\tau = \tau_{OVER}$ (heat removal of overheating);
- $\tau = \tau_s$ (cooling the surface of the casting to a solidus temperature);
- $\tau = \tau_{S.CAST}$ (complete crystallization of the casting);
- $\tau = \tau_{AT}$ (complete cooling of the casting to ambient temperature, i.e. 293 K).

A similar calculation was performed using traditional methods, including existing software. The change in surface temperature of the casting is taken as a linear value from T_{POUR} to T_S ; the surface temperature of the core during the entire calculation period is taken equal to the surface temperature of the casting.

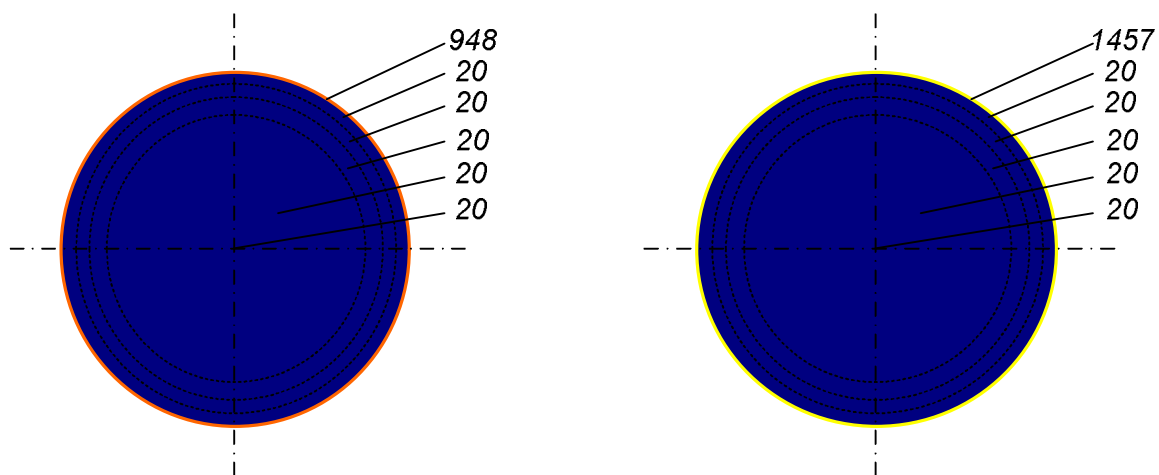
Comparison of the results for the two options is shown in table 6 and in Fig. 9. Since the process of heating and cooling is very fast, the values

of the surface temperature of the core differ at the initial stage by 500 K, in the center – by 100 K. In the surface zone, the values are overestimated due to the disregard of the heating dynamics of the core surface, and in the center – underestimated due to the disregard for the thermal inertia of the cooling of the core surface.

Table 6 – Comparison of calculated data according to traditional and developed methods

The distance from the core surface, <i>mm</i>	The temperature at these points, <i>K</i> , at times							
	3.5 <i>s</i> (crystallisation of the casting)		23.1 <i>s</i> (cooling to 1000 °C)		82.5 <i>s</i> (cooling to 600 °C)		515 <i>s</i> (cooling to 200 °C)	
	D*	T*	D	T	D	T	D	T
0.3 (surface)	1241	1730	1356	1247	932	870	479	473
0.6	293	293	1021	1012	896	813	473	467
1.3	293	293	763	818	835	743	465	460
2.0	293	293	536	567	754	661	456	450
5.0	293	293	457	449	663	580	445	439
8.0 (center)	293	293	431	322	564	500	432	426

* D – calculation by developed method, T – calculation by traditional method



The moment of completion of crystallization of casting (3.5 *s*)

a

b

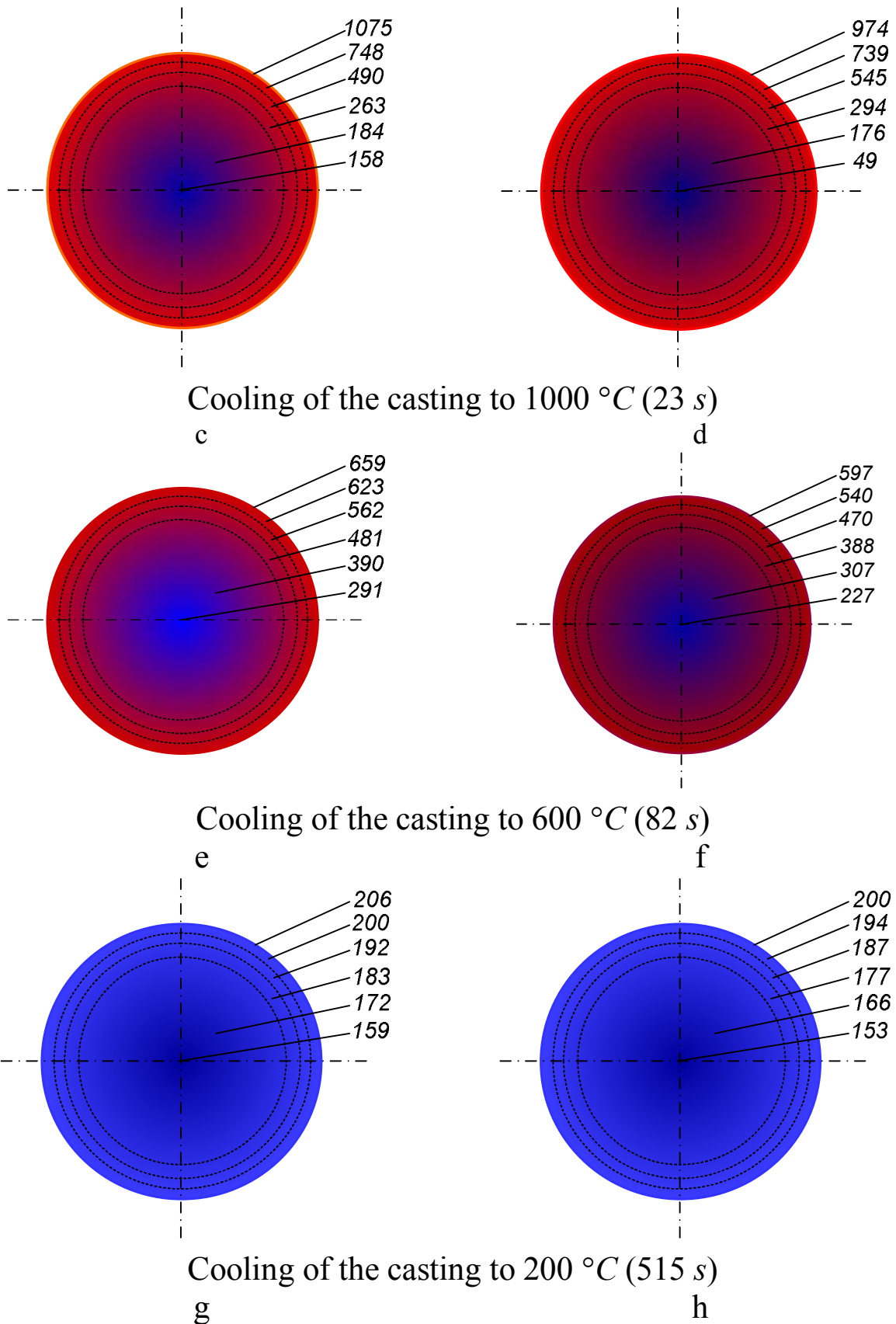


Figure 9 – Diagram of the distribution of temperature fields of the foundry core with a diameter of 16 *mm* in a thin-walled casting:
a, c, e, g – according to the developed method in the dissertation;
b, d, f, h – according to the traditional method

8. CONCLUSIONS

1. The system of mathematical methods for calculation of temperature fields of castings and foundry cores in the process of contact thermal interaction is created. The system is based on well-known analytical formulas, supplemented by our own developments.

2. For the first time, a method was proposed and mathematical formulas were presented to determine: the dynamics of changes in the surface temperature of the casting in the interval from pouring to solidus; the dynamics of the advance of the crystallization front along the cross section of the casting; the distribution of temperature fields in the solidified and liquid parts of the casting.

3. A new concept of "period of thermal inertia" of the core mixture was introduced and its value was calculated. It is shown that this parameter depends on the thermophysical properties of the core material and the particle size of the filler and does not depend on the casting parameters. The thermal inertia period was used as a basis for determining the change in the surface temperature of the foundry core during its heating and cooling in contact with the metal of the casting.

4. The distribution of temperature fields in the foundry cores, which they perform internal cavities in thick-walled and thin-walled steel castings, was calculated using the finite difference method. It is shown that the maximum temperature of through heating of a core – $950\text{ }^{\circ}\text{C}$, the maximum temperature on a surface about $1580\text{ }^{\circ}\text{C}$. In thin-walled castings the temperature of through heating of cores does not exceed $300\text{ }^{\circ}\text{C}$; on the surface – not more than $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$.

5. The evidence base in favor of the developed mathematical model of calculations to determine a number of important thermal parameters of the casting and the core, which are not taken into account by conventional methods and which are the basis for creating and improving computer programs.

ЛІТЕРАТУРА ДО РОЗДІЛУ

- [1] Тарасевич М. І., Корнієць І. В., Тарасевич І. М., Дудченко О. В. Порівняльний аналіз систем комп'ютерного моделювання металургійних і ливарних процесів // *Метал і лиття України*. – № 5, 2010. – С. 20-25.
- [2] Liutyi R., Petryk I., Mogylatenko V., Popovych V., Shatska H. Research Thermal Fields in the Crystallization Process of Steel Cast Parts // *Advances in Materials Science and Engineering*. – Volume 2022. <https://doi.org/10.1155/2022/7331866> 619.
- [3] Теоретичні основи ливарного виробництва / [В. Г. Могилатенко, О. І. Пономаренко, В. М. Дробязко та ін.]. – Харків: НТУ «ХПІ», 2011. – 288 с.
- [4] *Science and Technology of Casting Processes* / edited by M. Srinivasan. – Rijeka: InTech, 2012. – 350 p.
- [5] Saito S. *Science Reports* // Tohoku Imperial University. – 1921. – №10. – P. 305.
- [6] Теоретичні основи ливарної технології / Під ред. К.І. Ващенко. – Київ: Вища школа, 1981. – 317 с.
- [7] Wang W., Chen J., Li M., Wang A., Su M. Numerical simulation of temperature and fluid fields in solidification process of ferritic stainless steel under vibration conditions // *Crystals*. – 2019. – №9. <https://doi.org/10.3390/cryst9030174>
- [8] Bratu V., Mortici C., Oros C., Ghiban N. Mathematical model of solidification process in steel continuous casting taking into account the convective heat transfer at liquid-solid interface // *Computational Materials Science*. – 2014. – №94, P. 2–7. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2013.12.033>
- [9] Horr A.M., Kronsteiner J. On Numerical Simulation of Casting in New Foundries: Dynamic Process Simulations // *Metals*. – 2020. – №10. <https://doi.org/10.3390/met10070886>
- [10] Dhodare A. S., Ravanan P. M. and Dodiya N. A. Review on Interfacial Heat Transfer Coefficient During Solidification in Casting // *International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT)*. – 2017. – №2. – P. 464–467. Doi:10.17577/IJERTV6IS020300.

- [11] Susac F., Tăbăcaru V., Baroiu N. and Păunoiu V. Prediction of thermal field dynamics of mould in casting using artificial neural networks // MATEC Web of Conferences. – 2018. – №178. – P. 1–6. <https://doi.org/10.1051/matecconf/201817806012>.
- [12] Rajaraman R., Gowsalya A. and Velraj R. Interfacial heat transfer coefficient estimation during solidification of rectangular aluminum alloy casting using two different inverse methods // Frontiers in Heat and Mass Transfer (FHMT). – 2018. – №11. doi.org/10.5098/hmt.11.23
- [13] Rafique M., Shah U. Modeling and Simulation of Heat Transfer Phenomenon Related to Mold Heating during Investment Casting // Engineering. – 2020. – №12. – P. 291–314. [Doi:10.4236/eng.2020.125024](https://doi.org/10.4236/eng.2020.125024).
- [14] Skočilasová B., Skočilas B. Effect of mold material on temperature distribution in alloy cast // AIP Conference Proceedings. – 2016. – №1768. <https://doi.org/10.1063/1.4963039>.
- [15] Ливарні властивості металів і сплавів для прецизійного лиття / Під ред. С. І. Реп'яха та В. Г. Могилатенка. – Запоріжжя: АТ «Мотор Січ», 2017. – 400 с.
- [16] Liutyi R., Petryk I., Mogylatenko V., Popovych V., Shatska H. Research Thermal Fields in the Crystallization Process of Steel Cast Parts // Advances in Materials Science and Engineering. – 2022. <https://doi.org/10.1155/2022/7331866>
- [17] Дорошенко С.П. Формувальні суміші. – К.: ІЗМН, 1997 – 140 с.
- [18] Лютий Р.В., Набока В.О. Аналітичний розрахунок параметрів теплової взаємодії ливарних форм і стрижнів з виливками // VII Міжнародна конференція «Нові матеріали і технології в машинобудуванні». – Київ, 2015. – С.88...89.

Визначення динамічних сил та параметрів напружено-деформованого стану напіввагона при розвантаженні роторним вагоноперекидачем

Руслан Візняк

*Український державний університет залізничного транспорту,
м. Харків, Україна*

Питання збереження вагонного парку в сучасному процесі перевезення має важливе значення для власників та операторів рухомого складу, виходячи з балансу робочого і неробочого парку. Головною причиною пошкоджень несучої конструкції напіввагона є недотримання змісту нормативних документів під час виконання вантажно-розвантажувальних робіт. Розвантаження напіввагонів (ПВ) способом перекидання було введено на промислових підприємствах ще у минулому столітті під час інтенсивної індустріалізації за німецьким досвідом та постачанням техніки, і у теперішній час успішно здійснюється за допомогою спеціальних технічних пристосувань – стаціонарних вагоноперекидачів роторного принципу дії (СРВП). Оскільки ПВ при перекиданні, знаходячись в єдиній механічній системі з СРВП зазнає значного силового впливу з боку його робочих органів, важливим є питання визначення, контролювання та подальшого нормування динамічних навантажень, які діють під час розвантаження, що забезпечуватиме збереження несучої конструкції кузова ПВ, його вузлів та елементів, уникаючи при цьому характерних пошкоджень та несправностей, а також непередбачених витрат на ремонтні роботи.

Як відомо, розвантаження вагонів-гондол, тобто сучасних ПВ способом перекидання було введено на промислових підприємствах ще у минулому столітті і у теперішній час вкрай успішно здійснюється за допомогою сучасних СРВП. Однак, слід зауважити,

що під час вивантаження насипних та навалювальних вантажів основні вузли та конструкційні елементи ПВ майже завжди зазнають наднормових навантажень, що у фінальній фазі призводить до перевищення межі пружності матеріалів, з яких вони виготовлені, і як наслідок, їх залишкових деформацій, що за керівними нормативними документами, вважається пошкодженнями [1,2,5]. Тому при здійсненні відповідних досліджень необхідно зосередити увагу на оцінці динамічної завантаженості ПВ і обов'язковому уточненні та своєчасному перенормуванні припустимих величин силового впливу на конструкцію з боку робочих органів СРВП.

Чітке визначення динамічних сил та ретельний аналіз впливу їх величин на збереження та міцність конструкції вузлів та елементів при виконанні вантажно-розвантажувальних робіт є одним з обов'язкових процедур оцінювання технічного стану та експлуатаційної надійності вантажних вагонів, а саме ПВ, що отримало продовження досліджень даної проблематики у роботах [1-6].

Під час проведення досліджень з метою теоретичного визначення динамічних сил, які діють на елементи несучої конструкції кузовів ПВ, здійснювався їх натурний огляд, збирання та оброблення статистичних даних характерних пошкоджень та несправностей. Головним чином приділялася увага тим пошкодженням і несправностям, які відповідають інтенсивному застосуванню робочих органів вказаних технічних засобів під час вивантажування кузовів з метою їх подальшої класифікації. Виявлено, що найбільш поширеною причиною пошкоджень в елементах конструкції є недотримання та відхилення від обов'язкового виконання умов стандартів, які регламентують технічні параметри та нормативи для використання засобів механізації при виконанні вантажно-розвантажувальних робіт, згідно [7-10]. Ця проблематика також досліджувалась у роботах [11, 13] і вже знайшла відповідні конструкційні технічні рішення. Але ще не досить повно відображено визначення кінематичних і динамічних факторів та їх вплив на несучу конструкцію кузовів ПВ при виконанні процесу перекидання саме на

СРВП, як найбільш продуктивного способу і технічного засобу, що в подальшому дасть змогу скласти реальне уявлення та вірогідно оцінити міцність при навантаженості з метою визначення технічного стану ПВ для подальшого здійснення належних функцій у процесі перевезення.

Як відомо, всі типи СРВП працюють за принципом обертання вагона навколо горизонтальної вісі свого центру тяжіння, тому навантаження, які діють на кузоваи ПВ, прогнозують і визначають картину його напружено-деформованого стану (НДС), можуть враховуватися за деякими наближеннями, такими як ідентичні типові. За досить тривалий час спільної роботи таких технічних засобів можуть бути згадані наступні види експлуатаційних навантажень [3,4,6]. Як демонструє довготривалий досвід спостережень за особливостями експлуатаційної роботи технологічних тандемів СРВП-ПВ, отримано технічно-концентрований погляд на хронічне існування проблеми супроводу несучих конструкцій вагонів «небажаними супутниками» у вигляді наслідків завершення операцій розвантаження насипних та навалювальних вантажів з кузовів, а саме залишкових деформацій. Шляхом ретельного дослідження цієї частини невирішеної загальної проблеми встановлено, що основним недоліком є недосконалість кінематично-динамічних параметрів агрегатів перекидання ПВ та хронічне невстигання слідкування за встановлюваним та нормованим технічним станом вузлів прилягання СРВП та взаємодії з конструкційними зонами вагонів, які надходять під обов'язкове оброблення за умовами самої суті та успіху перевезень. З метою проведення досліджень з уточненого аналізу НДС та оцінки міцності елементів несучої конструкції кузовів суцільнометалевих ПВ класично здійснюється їх натурний огляд у встановленій вибірці, фіксація локальних місць розповсюдження залишкових деформацій та систематизація статистичних даних з характерних пошкоджень, саме за ознаками під час здійснення розвантажувальних операцій на СРВП. Головним чином приділяється увага характерним несправностям і пошкодженням, які відповідають застосуванню наявних вагоноперекидачів роторного типу при

виконанні вивантаження, згідно опрацьованої класифікації. При цьому обов'язково уточнюється відповідність найбільш поширених причин появи пошкоджень рецидивам наслідків у вигляді залишкових деформацій конструкційних елементів різного характеру, що миттєво сигналізує про технологічне недотримання (порушення) умов, затверджених та чинних стандартах [5-7], які регламентують силові нормативи для якісного використання засобів механізації по відношенню до вагона. Найбільшу увагу з даного питання щодо аналізу НДС відкритих вагонів, тобто без надбудови у вигляді даху, і під час подальшої оцінки міцності при перекиданні за останній час приділено увагу в роботах [10-12].

Метою даної роботи є визначення та уточнення силових факторів, які діють на вузли та елементи конструкції ПВ під час розвантаження на СРВП способом перекидання при обертальному русі. При цьому було поставлено такі основні завдання дослідження:

- з'ясування характеру дії експлуатаційних навантажень на ПВ із міркувань їх впливу на рівень пошкоджень та збереження;
- доопрацювання розрахункових схем і особливостей фізичного процесу перекидання, отримання кінематичних параметрів;
- побудова уточненої математичної моделі з метою визначення динамічних факторів, які діють на ПВ під час розвантаження.

Головною метою досліджень під час вивантажування ПВ на СРВП після попереднього уточнення величин, які діють на нього та реальних силових факторів, є уточнений аналіз НДС та оцінювання міцності під час фізичного процесу ударного контакту елементів несучої конструкції ПВ з привалювальною плитою та верхніми упорами СРВП. При цьому очевидно формулюються такі основні завдання подальших досліджень, згідно тематиці даної роботи:

- ретельне практичне вивчення особливостей процесу взаємодії ПВ з робочими органами СРВП;
- побудова скінченно-елементної моделі (СЕМ) кузова ПВ, який має «глуходонну» конструкцію, призначеного безпосередньо для розвантаження на СРВП на відміну від універсальних, які обладнано стандартними кришками розвантажувальних люків у підлозі та які

мають змогу розвантаження у гравітаційний спосіб, тобто під дією власної ваги насипних і навалювальних вантажів (НВ);

– остаточне визначення несприятливих сполучень груп навантажень, які діють на кузови ПВ під час розвантаження та реальних зон їх прикладення під час взаємодії з СРВП на промислових об'єктах та складання конкретизованих розрахункових схем;

– проведення розрахунків міцності кузовів ПВ; подальший аналіз результатів НДС та оцінювання міцності кузова ПВ.

Під час вивантажування з ПВ насипних вантажів способом перекидання основними пошкодженнями несучої конструкції за підвищених величин навантажень, які діють на кузов, є злами обшивки, обриви і вигин стійок кузова, прогини верхньої обв'язки в місцях контакту з упорами СРВП, деформація торцевих стійок, випадання пружин ресорних підвісок візків, центрувальних балочок і маятникових підвісок автозчеплення, чек гальмових колодок. На відміну від попередніх способів розвантаження, рівень збереження і надійності ПВ залежить від наявності справного армування привалювальної плити і упорів СРВП, а також дотримання технічних вимог, які висуваються щодо збереження рухомого складу, згідно [12, 13].

Усі типи перекидачів працюють за принципом обертання вагона навколо свого центру тяжіння, тому навантаження, які діють на кузови, мають враховуватися за деяким наближенням, як ідентичні. Це наступні їх види, систематизовані на рисунках 1, 2:

– ударне на бічну стінку ПВ під час прилягання до привалювальної плити, яке характеризує величина кута повороту ротора на $9-16^\circ$. Величина сили залежить від багатьох факторів, у першу чергу, кінематичних і геометричних;

– ударне на верхній обв'язувальний пояс під час контакту з верхніми упорами. Навантаження визначається також швидкістю обертання ротора, масою платформи, справним станом упорів та іншими технічними факторами;

– ударні від переміщення мас шарів вантажу, які змерзлися чи злежалися, тому мають бути передбачені захисні конструкції (щити). Вони підвищують масу СРВП, тому стають можливими пошкодження верхнього обв'язувального пояса і обшивки (вм'ятини, вигини, прогини);

– розподілені у верхньому обв'язувальному поясі при монолітному стані вантажу. Достатньо слабкий за жорсткістю профіль пояса сприймає сумарне навантаження від ваги вантажу, тари і платформи СРВП з люлькою;

– на верхній обв'язувальний пояс від упорів СРВП внаслідок перерозподілу центра ваги;

– на торцеві секції в результаті нерівномірного прилягання кузова до верхніх упорів СРВП, що призводить до виникнення залишкових деформацій вигину елементів конструкції кузова ПВ;

– сили ваги на пружини, клинові гасильники коливань, деталі автозчеплювального обладнання та кришок люків, під час вмикання вібропристроїв, які створюють і передають вимушені коливання через верхні упори на верхній обв'язувальний пояс;

– сумарні знакозмінні у різних комбінаціях, що призводить до різного роду пошкоджень.

УСРВП висипання вантажу починає відбуватися після того, коли кут повороту ротора φ_x за своєю величиною стає рівним φ_d (куту природного відкосу вантажу), або більше за нього. Вихід вантажу відбувається нерівномірно, але значно зростає по мірі зростання кута повороту. Зазвичай в експлуатації кут перекидання для висипання вугілля з ПВ не перевищує 135-140°. Однак, на практиці може зустрітися явище злежування і змерзання вантажу і, як наслідок, його часткове налипання або примерзання до стін ПВ у зимових умовах. Максимальний кут повороту СРВП широкої колії складає 180°.

Вивантажування ПВ на СРВП, яке застосовується також для розвантаження вагонів хоперів-дозаторів для перевезення ферорудних матеріалів, збагаченої руди, сировини для металургійної промисловості, пов'язано з наступною особливістю. Під час подачі ПВ до платформи СРВП під розвантаження виникають значні

складнощі з розташуванням верхнього обв'язувального пояса бічної стінки згідно вимог чинних стандартів. Іншими словами, верхні упори СРВО мають контактувати з вузлами з'єднань вертикальних стійок і поясу бічної стінки, і бічна стінка кузова при цьому всією площиною має прилягати до привалювальної плити СРВП, але ці вимоги на практиці реально не виконуються через складні технічні причини. Фізичний процес взаємодії вузлів СРВП з елементами кузовів ПВ різних моделей, які відрізняються геометричними розмірами, зумовленими різним корисним об'ємом та вантажопідйомністю, характеризуються випадковим контактом упорів з верхнім обв'язувальним поясом, а точніше, вони часто передають навантаження на кузов через зону прогону поміж стійками кузова, що неприпустимо. Розраховано, що більше 30% площі бічної стінки кузовів чотирьохвісних ПВ у різних випадках не контактує з привалювальною плитою СРВП, яка складається з трьох секцій для можливості розвантаження шести- і восьмивісних конструкцій ПВ, відповідних існуючих моделей. Без сумніву, це призводить до деформації кузова, особливо в зонах обшивки і верхнього обв'язувального поясу, які не захищені плитою і опорою на стійки кузова, і викличе залишкові деформації у вигляді прогинів різної величини. На рисунках 1 і 2 показано схеми розташування верхніх упорів СРВП над конструкцією бічної стінки кузова ПВ. Як пояснення до складних схем, які показано на рисунках, необхідно вказати наступне: стійки бічних стінок пронумеровані й обведені в коло, чорним кольором показано верхні упори СРВП разом з прикладеним рівномірно розподіленим навантаженням – q , кН/м. На можливих варіантах рисунків 1) і 2) колом обведено верхній упор, для акцентування реального випадку прикладення упора СРВП до верхнього обв'язувального пояса у прогін між стійками кузова; довжину цілого прогону на рисунках а) і б) позначено як $2L$. Пунктирною лінією показано можливе прогинання обв'язки – δ , або його відсутність, $\delta = 0$.

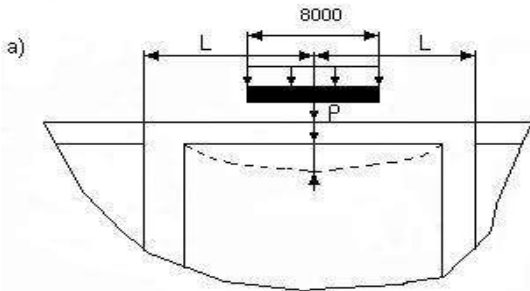
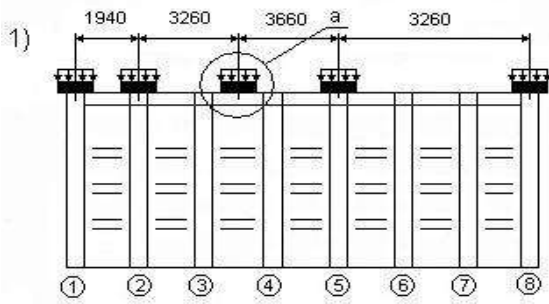


Рисунок 1 – Небезпечне прикладення упорів СРВП до прогону кузова ПВ:
1 – небезпечне розташування упорів в прогоні між 3 і 4 стійками ПВ; а – розташування упору в прогоні стійок кутом

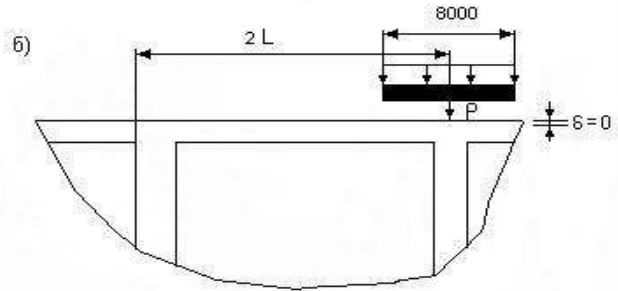
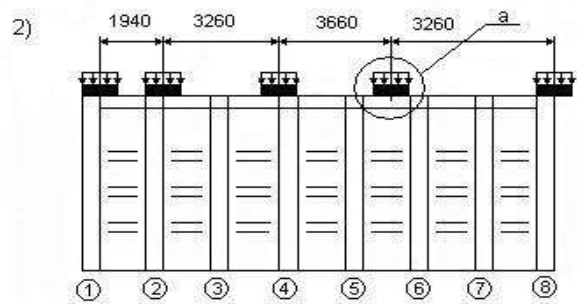


Рисунок 2 – Прикладення упорів СРВП до вузла кузова ПВ:
2 – Небезпечне розташування СРВП в прогоні між 5 і 6 стійками; б – розташування упору над конструкцією

Як видно з рисунків 1 і 2 (варіанти 1 і 2), упори, обведені в коло, досить часто потрапляють в зону прогону між стійками (ілюстрація а) на рис. 1), а не навпроти вузла з'єднання стійки з верхньою обв'язкою (ілюстрація б) на рис.2). Таке явне непотрапляння упора, зумовлене невідповідністю геометричних розмірів конструкції чотирьохвісного ПВ і СРВП, призводить до деформації верхнього обв'язувального пояса і стійок у різних площинах та їх зламам.

Виявлено, що в експлуатації під час розвантаження ПВ часто спостерігається його рух по платформі люльки в той момент, коли оператор вже увімкнув привод повороту ротора для обертового руху ПВ, за цим неважко відмітити, що в більшості випадків упори змінюють своє положення відносно верхнього обв'язувального пояса ПВ (рис. 3, випадок 1). Такий результат взаємодії конструкцій часто призводить до хвилеподібних деформацій (ілюстрація а), розширенню або звуженню кузова по верхній секції бічної стінки, але

вже не місцевому від дії одного упора, що пошкодить кузов значною мірою.

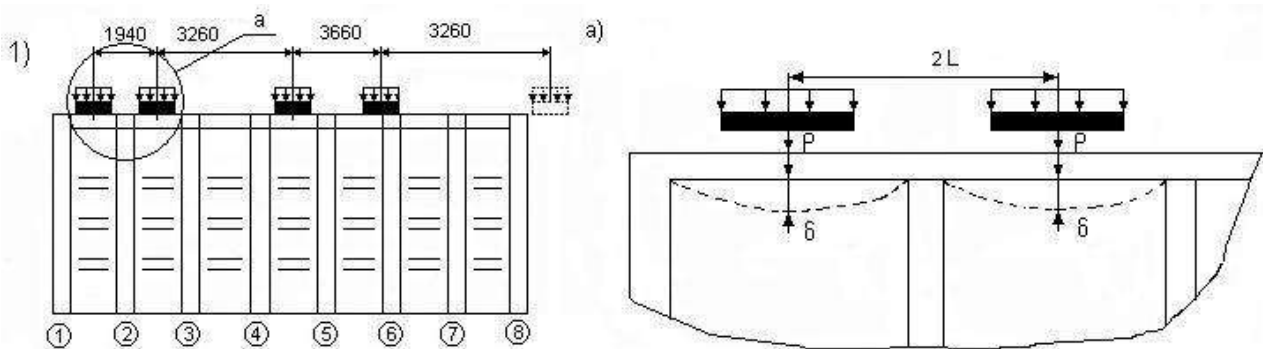


Рисунок 3 – Схема прикладення верхніх упорів до верхнього обв'язувального пояса при інерційному русі ПВ по платформі люльки СРВП: 1 – небезпечне розташування декількох упорів СРВП в секціях ПВ; а – розташування упорів у прогонах секцій ПВ

Під час дослідження технічного стану СРВП з метою виявлення недосконалостей їх конструкцій в плані забезпечення збереження кузовів ПВ в різноманітних портах залізнично-водного сполучення, встановлене гумове армування привалювальних плит монтується за блочним принципом, тобто окремими ділянками відповідних розмірів, що призводить до їх випадіння і відсутності при роботі з ПВ. Наприклад, відсутність у деяких зонах цілих ділянок розміром 0,5х0,5 м обов'язково призводить до деформації обшивки і стійок кузова. Окрім цього, не завжди вистачає висоти гумового армування ($h = 1900$ мм) для захисту усього периметра бічної стінки кузова по відношенню до висоти бічних стінок кузовів ПВ різних моделей ($h \geq 2060$ мм), що також призводить до очевидних пошкоджень верхньої частини кузовів ПВ. Верхні упори СРВП не мають гумового армування зовсім, що негативно впливає на справний склад верхнього обв'язувального пояса ПВ. Ці недосконалості експлуатації СРВП наведені на рисунку 4.



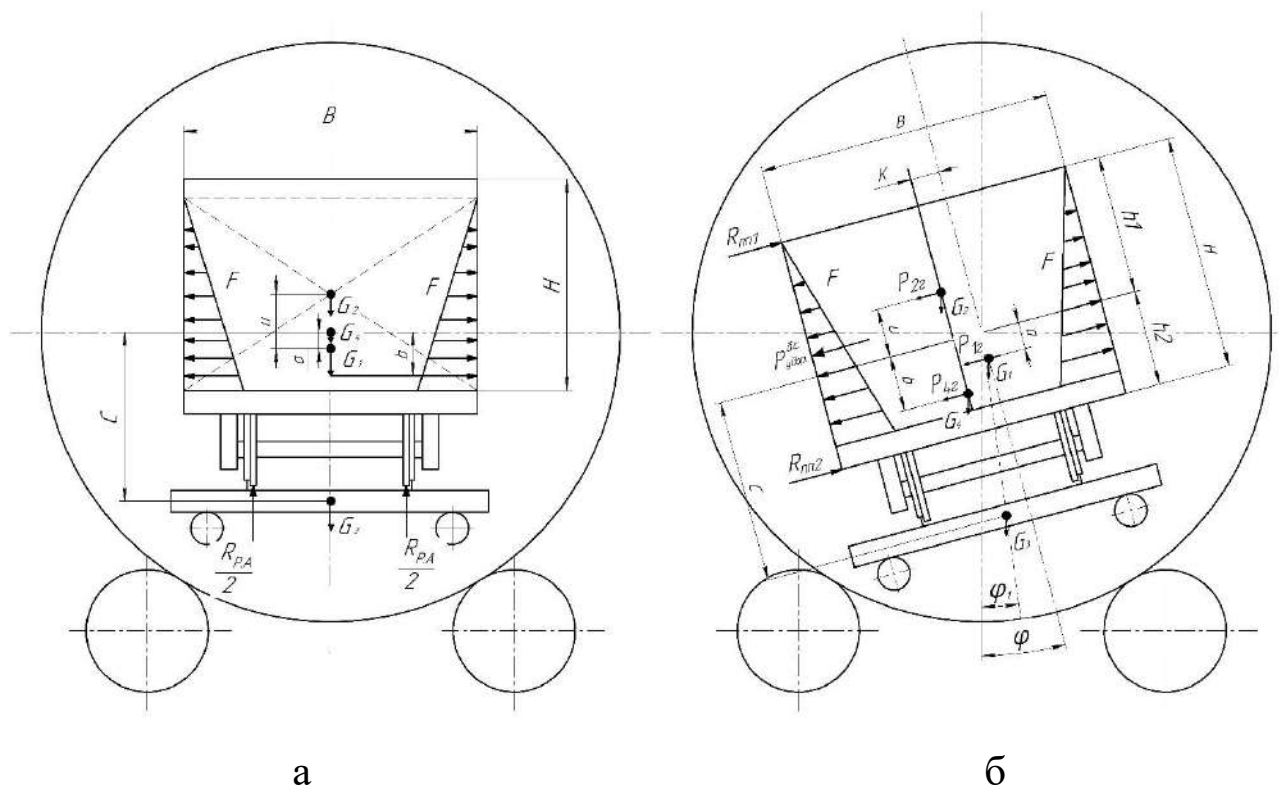
а



б

Рисунок 4 – Особливості технічного складу СРВП, які впливають на збереження ПВ: а – місцева відсутність армування привалювальної плити всередині; б – відсутність армування контактних поверхонь верхніх упорів

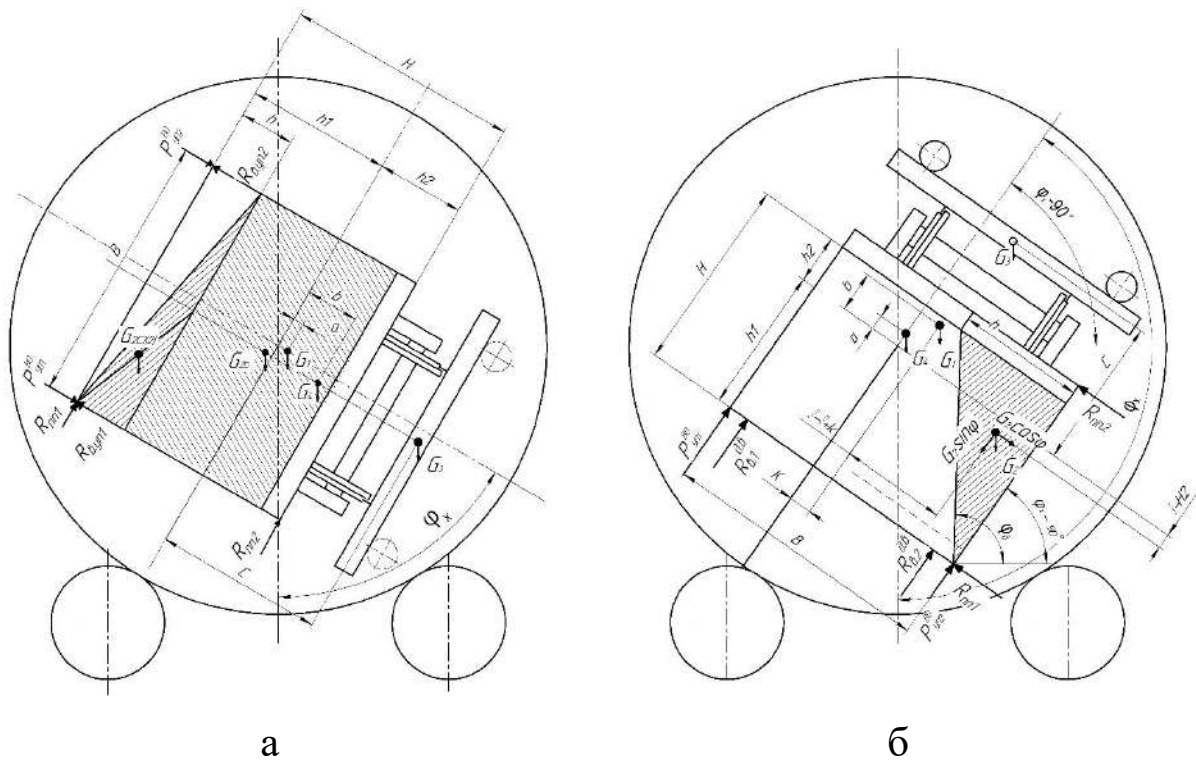
Під час зрушення з місця (рис. 5, а) на кузов діють сила розпирання вантажу F і сили тяжіння вантажу G_2 , кузова ПВ G_4 . У подальшому, коли система починає обертання, люлька з кузовом ПВ починає зміщуватися на відстань K , долаючи кут повороту, який буде змінюватися у межах від 0 до деякого φ_1 , при якому вагон переміщується до бокової стіни ротора СРВП (рис. 5,б). Рух люльки буде супроводжуватися прискоренням, яке викличе удар бічної стінки ПВ об привалювальну плиту, що може викликати її пошкодження у вигляді залишкових деформацій. Також бічна стінка ПВ прилягає не всією площиною до привалювальної плити через випрямлення ресорних комплектів ходових частин (візків).



$R_{P.A.}$ – реакція від рейок люльки в початковому положенні; $R_{П.П.}$ – реакція привалювальної плити від дії ударного навантаження бічної стінки ПВ ($R_{П.П.1}$ и $R_{П.П.2}$ – змінюються при нерівномірному привалюванні всієї площі бічної стінки, що супроводжується випрямленням ресорних комплектів візків; G_1 – Ц.В. ротора СВВП; G_2 – Ц.В. вантажу; G_3 – Ц.В. люльки СВВП; G_4 – Ц.В. ПВ; F – сила розпирання від дії вантажу на бічну стінку ПВ; φ – кут повороту системи; H – висота стінки ПВ; B – ширина кузова ПВ; K – зміщення люльки з кузовом ПВ відносно ротора СВВП; P_{1z} , P_{2z} , P_{3z} – відповідно горизонтальні складові G_1 , G_2 , G_4 , які впливають на величину ударного впливу бічної стінки і верхніх упорів, $P^{б.с.}_{удар(1(2))}$ і $P_{в.уп.(1(2))}$.

Рисунок 5 – Початкова стадія перекидання кузова ПВ:

а – початкове положення ПВ в роторі СВВП (0°); б – положення під час контакту кузова ПВ з привалювальною плитою ($9-16^\circ$)



$R_{В.уп.}$ – реакція верхніх упорів ($R_{В.уп.1}$ і $R_{В.уп.2}$ змінюються залежно від положення центру ваги системи); φ_x – кут, який змінюється під час обертання системи; $P_{уп1(2)}^{В0}$ – ударні навантаження на верхню обв’язку від верхніх упорів; $G_{2\Delta(2)}$ – вага частини (призми) вантажу (вугілля), який висипається; $P_{1(2)}^{Вб}$ – вібраційне навантаження від дії вібраторів (170-175°)

Рисунок 6 – Завершальний етап перекидання: а – початок висипання вантажу із ПВ і стикання ПВ з верхніми упорами СРВП; б – кінець розвантаження вантажу з ПВ

При досягненні кута природного відкосу вантажу (вугілля), починається розвантаження ПВ, яке супроводжується навантаженням привалювальної плити бічною стінкою кузова. Кут φ_x буде змінюватися в межах від кута природного відкосу вантажу в русі від φ_d до φ_2 , що відповідає початку розвантаження (рис. 6, а), в цей момент площа поперечного перерізу матеріалу в ПВ може бути у вигляді прямокутника і трикутника.

При перевищенні положенням ротора кута 56° відбувається ударний вплив верхньої обв'язки з передніми і задніми упорами СРВП, і ПВ залишається в цьому положенні до повного повороту ротора.

Під час заключної фази розвантаження кут повороту φ_x змінюється від φ_2 до кінцевого кута обертання φ , тобто вантаж розташовується по трикутнику (Δ призми) (рис. 6, б). Конструкція ПВ сприймає значні навантаження від ваги G_2, G_3, G_4 по верхній обв'язці в результаті дії реакцій $R_{п.п.1}$ і $R_{п.п.2}$, які змінюють значення залежно від кута повороту.

В експлуатації на СРВП витікання вантажу починається після того, як кут повороту ротора φ_x за своєю величиною стає рівним φ_d (куту природного відкосу вантажу), або більшим за нього. Витікання вантажу здійснюється нерівномірно і прискорюється по мірі зростання кута повороту. Звичайно, на практиці кут перекидання для безперешкодного виходу вугілля з ПВ не перевищує $135-140^\circ$. Однак, через зміну атмосферних умов часто зустрічається злежуваність або змерзання часток між гранулами вантажу і, як наслідок, його часткове налипання або примерзання до стінок у зимових умовах. Максимальний кут повороту ротора СРВП широкої колії приймається 180° .

Аналізуючи розглянуті положення механічної системи ПВ – СРВП, можна зробити проміжний висновок, що у наведеній методиці розрахунку кузова не враховується:

1) нерівномірне прилягання бічної стінки верхньої обв'язки кузова до привалювальної плити через випрямлення ресорних комплектів у динаміці, а також зусилля, що діє від власної ваги люльки на верхню обв'язку, що також значно впливає на міцність;

2) сумарні навантаження, які прикладаються до верхньої обв'язки за умови, що вантаж монолітний і здатний зависати у кузові.

З метою визначення прискорень, які діють на елементи кузова ПВ під час вивантаження насипних (навалювальних) вантажів (НВ) за допомогою СРВП було складено систему диференціальних рівнянь

руху динамічної системи СРВП-ПВ-НВ за принципом Лагранжа II роду для не консервативних систем.

При цьому, з метою моделювання процесу перекидання кузова ПВ, уточнені диференційні рівняння руху системи, згідно [12, 13] матимуть вигляд:

$$\left\{ \begin{array}{l} I_x^{срвп} (\ddot{\theta}_{срвп} + \ddot{\theta}_{пв} + \ddot{\theta}_{нв}) + P_{срвп} \cdot \dot{\theta}(t) \cdot R_{срвп} + N_{срвп} \cdot F \cdot \dot{\theta}(t) \cdot R_{срвп} = M_i(t); \\ m_{пв(нв)} \cdot \ddot{Z} + 4c_z \cdot Z + 8 \cdot \beta \cdot \dot{Z} + N \cdot F \cdot \dot{Z}(t) = F_i(t); \\ m_{пв(нв)} \cdot \ddot{y} + 4 \cdot c_y \cdot y + 8 \cdot \gamma \cdot \dot{y} = F_j(t); \\ I_x^{пв} (\ddot{\theta}_{пв} + \ddot{\theta}_{нв}) + P_{пв} \cdot \dot{\theta}(t) \cdot r_{пв} + N_{пв} \cdot f_{пв} \cdot \dot{\theta}(t) \cdot r_{пв} = M_j(t); \\ I_x^{нв} \cdot \ddot{\theta}_{нв} + P_{нв} \cdot \dot{\theta}(t) \cdot r_{нв} + N_{нв} \cdot f_{нв} \cdot \dot{\theta}(t) \cdot r_{нв} = M_k(t). \end{array} \right. \quad (1)$$

де $I_x^{срвп}, I_x^{пв}, I_x^{нв}$ – відповідно, моменти інерції СРВП, ПВ, НВ відносно осі обертання;

$P_{срвп}, P_{пв}, P_{нв}$ – робоча вага СРВП, ПВ, НВ;

$N_{срвп}, N_{пв}, N_{нв}$ – притискальна сила СРВП, ПВ, НВ;

$F, f_{пв}, f_{нв}$ – коефіцієнти тертя, відповідно між вузлами СРВП, ПВ, НВ і внутрішнє тертя між частками вантажу;

$C_{Z(y)}$ – жорсткості ресорних комплектів візків модельного ряду 18-;

$R_{срвп}, r_{пв}, r_{нв}$ – радіуси обертання, відповідно СРВП, ПВ, НВ;

β, γ – еквівалентні коефіцієнти тертя клинових гасильників коливань у вертикальному і горизонтальному напрямках;

$\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}$ – відповідно, кутові переміщення, швидкості і прискорення відносно осі x ;

$\dot{\theta}(t), \dot{Z}(t)$ – припущення корегування за t з метою дотримання одиниць виміру у рівняннях, тобто моментів та сил;

$y, \dot{y}, \ddot{y}, z, \dot{z}, \ddot{z}$ – відповідно, поступальні переміщення, швидкості і прискорення ПВ і НВ при обертанні СРВП;

$m_{пв(нв)}$ – зміна маси внаслідок висипання (витікання) при обертанні частини вантажу;

$M_i(t); M_j(t); M_k(t); F_i(t); F_j(t)$ – обертальні примушувальні силові фактори;

$F_{i(j)}$ – узагальнена сила при 170-175° (на кінцевій стадії розвантаження), поповнюється відцентровою при вмиканні в роботу вібраторів, а саме:

$$F_1 i(t) + F_2 j(t) = A_1 \cos(\omega_1 t) e + \left[\frac{mv^2}{r_{дб}} \cos \omega_2 t = m\omega_{дб}^2 Z_{дв} \cos \omega_2 t \right] \quad (2)$$

де $A_1 - Q_o$ – вага вала ротора СРВП, кг; $r_{дб}$ – радіус дисбалансу вібратора, м; e – ексцентриситет, м.

Зауважимо, що в системі (1) інерційні складові силового енергетичного балансу, тобто ті, що з урахуванням мас частин механічної системи враховані першим членом, потенціальні та дисипативні, тобто пружні і розсіювальні складові враховані, відповідно, другим та третім членами у п'яти рівняннях загальної математичної моделі для визначених трьох ступенів свободи. Вхідними параметрами є геометричні значення як складових, так і самої механічної системи ПВ-СРВП. Початковими умовами задачі при цьому обрано відповідні кутові та лінійні переміщення та швидкості в початковий момент часу $t_0 = 0$; $\{\theta, \dot{\theta}; y, \dot{y}; z, \dot{z}\}(0) = 0$. Обмеження моделі встановлюються із міркувань технічного стану як ПВ, так і самого СРВП, а також показників технологічності процесу перекидання та фізико-механічних властивостей насипного вантажу, який підлягає розвантаженню. Достовірність математичної моделі при отриманні результатів теоретичних досліджень перевіряється критеріями адекватності при плануванні та постановці експериментальної роботи і проведенні відповідних випробувань для сформульованих задач.

З метою вирішення системи диференціальних рівнянь вона зводилася до нормальної форми Коші, з подальшим інтегруванням за відомим методом Рунге-Кутта. На підставі цього було отримано величини прискорень ПВ насипного вантажу (НВ) і СРВП під час

розвантаження, a , м/с^2 (рис.7-9). Урахування дійсних величин прискорень остаточно надає можливість визначення динамічних навантажень, які діють на вузли та елементи конструкції ПВ.

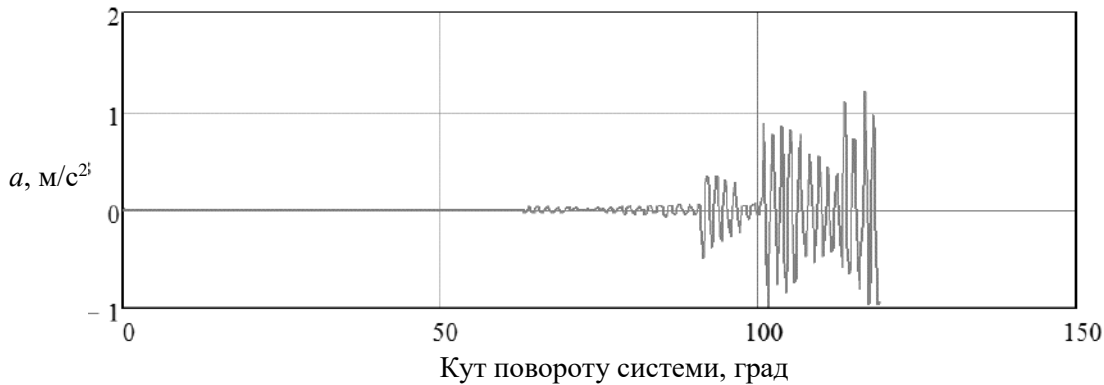


Рисунок 7 – Характер прискорень частин СРВП при перекиданні



Рисунок 8 – Характер прискорень кузова ПВ при перекиданні



Рисунок 9 – Характер прискорень НВ при перекиданні

У зв'язку з цим було сформульовано задачу дослідження напружено-деформованого стану (НДС) кузова ПВ і уточнення параметрів його міцності та, невід'ємно, збереження, виходячи з

особливостей спільно-технічної системної роботи ПВ і СРВП. Поставлена задача має вирішуватись за допомогою чисельного інтегрування диференційних рівнянь розподілення повного функціонала потенційної енергії по елементах конструкції – прикладними варіаційними методами теорії пружності, класичної і будівельної механіки машинобудівних конструкцій, а також опору матеріалів. Основні закони цих методів інтегровані у сучасний і найбільш точний метод для аналізу міцності – метод скінченних елементів (МСЕ), прикладне застосування якого в роботі дало змогу отримати уточнені теоретичні результати, наведені за змістом.

Скінченно-елементна модель (СЕМ) кузова ПВ створювалася з набору окремих підконструкцій, поєднаних у єдиний ансамбль (рис. 10). Модель було складено з 16677 вузлів та 28412 скінченних елементів (СЕ), оптимальну кількість яких враховували і обирали вбудованими можливостями програмного комплексу. При побудові СЕМ кузова ПВ були використані об'ємні (тетраедральної форми) СЕ і елементи типу «оболонка», які адекватно описують геометрію конструкції складових частин ПВ, чого було достатньо для вибору аналітичних функцій для апроксимації геометрії і опису складових частин кузова при дослідженні експлуатаційних динамічних умов згідно [10, 13]. Такий підхід дає змогу проводити незалежну підготовку і відлагодження вихідних даних для кожної підконструкції за блочно-модульним принципом, а вже потім здійснювати складання загальної системи кузова і вирішення поставленої задачі завантаженості. Використаний при цьому програмний комплекс Pro\ENGINEER є відомим і розповсюдженим комплексом САПР компанії PARAMETRIC TECHNOLOGY CORPORATION (PTC, USA), а саме його додаток Pro/MECHANICA Structure. Він надає змогу точно визначити масу кузова досліджуваного ПВ, що автоматично враховувалося при виконанні задачі розрахунку машинобудівної конструкції на міцність і визначенні відповідних критеріїв для аналізу НДС і оцінювання міцності. Сформульовані розрахункові задачі було реалізовано спільно із спеціалістами відділу розрахунків на міцність ПАТ «Крюківський вагонобудівний завод».

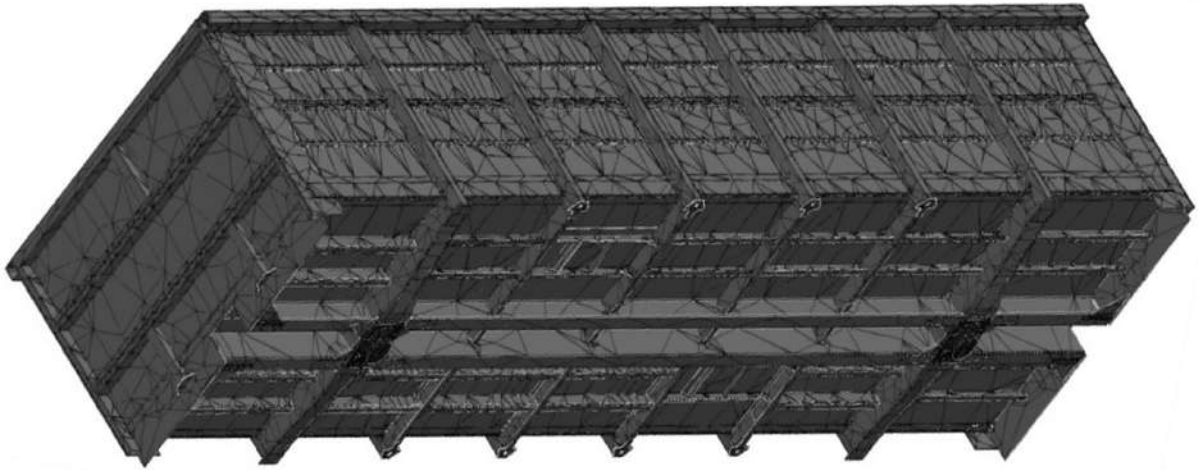


Рисунок 10 – Скінченно-елементна модель кузова ПВ

При розрахунках кузова ПВ було прийнято наступні припущення або обмеження (граничні умови при побудові розрахункової моделі):

– матеріал конструкції (низьколегована сталь марок 09Г2Д, 10ХСНД) працює у стадії пружних деформацій і має постійні характеристики: модуль Юнга (пружності) $E=2,1 \times 10^5 \text{ МПа}$ і коефіцієнт Пуассона $\mu = 0,3$;

– привалювальна плита СРВП є абсолютно жорсткою;

– швидкість прилягання враховується коефіцієнтом динамічності K_d , як для раптового прикладення сили;

– прилягання бічної стінки ПВ відбувається миттєво за всім периметром обпирання відносно привалювальної плити;

– під час прилягання бічної стінки до привалювальної плити не враховували вертикальні і горизонтальні зміщення кузова відносно СРВП (знехтували прогинами ресорних підвісок ходових частин (візків), тобто пружини ресорного комплексу прийнято як жорсткі опори);

– зазори і прогини армувальної гуми привалювальної плити вважалися рівними нулю, тобто приймався випадок миттєвого прикладення сили, що враховується коефіцієнтом динамічності K_d .

Положення умовного повороту ПВ на $12,5^\circ$ наведено на рисунку 2. При перекиданні платформа СРВП зміщується під дією власної ваги в напрямку прилягання бічної стінки ПВ до привалювальної плити. Для запобігання сходження ПВ з рейок під час повертання платформи перекидача, її конструкція передбачає наявність відбійного бруса. Приймається, що процес привалювання бічної стінки ПВ здійснюється одночасно з приляганням візків до відбійного бруса (зазор між бічною стінкою і привалювальною плитою рівний зазору між візком та відбійним брусом). Тому при приляганні ПВ до привалювальної плити складові частини загальної ваги кузова ПВ G_k і візків G_v розподіляються наступним чином:

- вага завантаженого кузова G_k і половина ваги візків G_v сприймається привалювальною плитою;
- друга половина ваги візків G_m сприймається відбійним брусом.

Для визначення сили нормального тиску вантажу $N_{дин}$ на бічну стінку ПВ при повороті платформи на кут $\alpha = 12,5^\circ$ було отримано наступну залежність:

$$N_{дин} = K_\delta \cdot Q_{в.куз} \cdot \sin \alpha, \quad (3)$$

де K_δ – коефіцієнт динаміки ударного контакту кузова ПВ с СРВП;

$Q_{в.куз}$ – зусилля, яке діє на кузов ПВ, кН.

$$Q_{в.куз} = Q_v + Q_{віз} \quad (4)$$

де Q_v – вага вантажу в кузові, кН;

$Q_{віз}$ – вага одного візка ПВ модельного ряду 18-..., кН.

Коефіцієнт динаміки визначали за формулою, згідно теорії удару і фізичних властивостей тіл, що співударяються:

$$K_\delta = 1 + \sqrt{1 + \frac{2H}{\delta_{ст}}} \quad (5)$$

де H – відстань до поверхні співударяння, м;

δ_{cm} – прогин конструкції кузова у вільному положенні, м.

Для випадку миттєвого удару бічної стінки кузова ПВ об привалювальну плиту в зоні верхнього обв'язувального пояса приймаємо $H = 0$, тоді $K_d = 2$.

Для визначення вертикальної складової P_e від ваги вантажу, яка діє на підлогу ПВ при повороті платформи СРВП на кут $12,5^\circ$ приймаємо вираз:

$$P_e = Q_e \cdot \cos \alpha \quad (6)$$

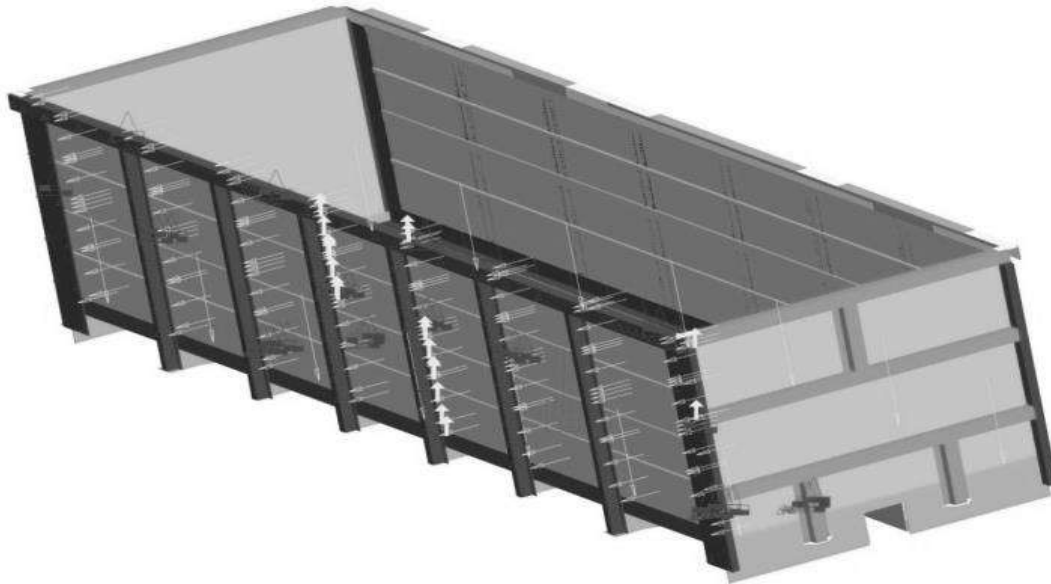
Вага металоконструкції кузова $Q_{\text{куз}} = 127,53 \text{ кН} (13 \text{ т})$ вираховувалась автоматично програмним засобом з моделюванням повороту кузова на $12,5^\circ$.

Обпирання кузова ПВ на візок представлено в розрахунковій схемі введенням відносно п'ятника і повзунів відповідних кінематичних закріплень. Обпирання бічної стінки на привалювальну плиту СРВП моделюється також встановленням жорстких закріплень.

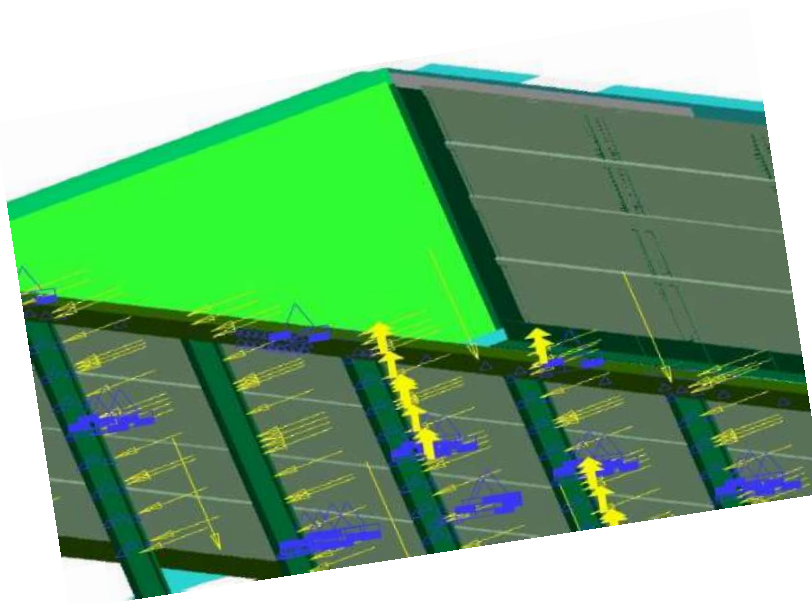
Такі ж розрахункові схеми було складено для основних силових положень процесу перекидання із розвантаженням, а саме: поворот кузова на 56° , 90° і 180° . Для моделювання розрахункової схеми обпирання кузова ПВ на візки були введені обмеження на переміщення відносно п'ятників і повзунів шворневої балки рами відповідними кінематичними закріпленнями. Обпирання бічної стінки на привалювальну плиту СРВП теж моделювалось відповідними жорсткими закріпленнями.

Після процедури введення вхідної інформації склали систему лінійних рівнянь, невідомими в якій є сукупність переміщень і кутів повороту вузлових точок СЕМ кузова ПВ. Матриці жорсткості кожного СЕ склали у локальній системі координат (ЛСК), які потім об'єднували у глобальну матрицю жорсткості (ГМЖ) конструкції кузова ПВ.

На рисунку 11 (а) представлено розрахункову схему кузова ПВ при повороті платформи на $12,5^\circ$ з розподіленням експлуатаційних навантажень між елементами кузова ПВ.



а



б

Рисунок 11– Розрахункова схема кузова ПВ при повороті платформи СРВП на $12,5^\circ$ з позначенням зовнішніх сил та місць обпирання відносно конструкції СРВП: а – загальний вигляд; б – фрагмент частини кузова, вид зверху в масштабі 1:2

Задача про відшукування переміщень вузлів зводилась до знаходження функцій, для яких функціонал потенційної енергії ΣW_p має стаціонарне значення. За методом Рітца поля переміщень будь-якого вузла кузова ПВ записували у вигляді:

$$\left. \begin{aligned} u &= \sum_{i=1}^n u_i \varphi_i(x, y, z); \\ v &= \sum_{i=1}^n v_i \psi_i(x, y, z); \\ \omega &= \sum_{i=1}^n \omega_i \xi_i(x, y, z) \end{aligned} \right\}, \quad (7)$$

де $\varphi_i, \psi_i, \omega_i$ – алгебраїчні поліноми, які інтерполюють переміщення;
 u_i, v_i, ω_i – переміщення вузлів, м.

Цей вираз для ЛСК у матричній формі записується у вигляді:

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ \omega \end{bmatrix} = L(x, y, z) \begin{bmatrix} \varphi_i \\ \psi_i \\ \xi_i \end{bmatrix} = L(x, y, z) \cdot \vec{\alpha} \quad , \quad (8)$$

де $\vec{\alpha} = [\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_{12}]^T$ – транспонована матриця інтерполяційних поліномів за умови що $\alpha_i = [\varphi_i, \psi_i, \omega_i]$.

Тоді транспонована матриця вузлових переміщень у глобальній системі координат (ГСК) має вигляд:

$$\vec{Z} = [\vec{z}_1, \vec{z}_2, \vec{z}_3, \vec{z}_4]^T, \quad (9)$$

де $\vec{z}_i^T = [\varphi_i, \psi_i, \omega_i]$ – вектор переміщень вузла за ЛСК.

З урахуванням цих перетворень, вираз для переміщень вузла в ГСК записується в наступному вигляді:

$$\vec{Z}(xyz) = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = L(x, y, z)L^{-1} \cdot \vec{z}^{-1}, \quad (10)$$

де $\vec{\alpha} = L^{-1} \cdot \vec{Z}$.

Для визначення матриці жорсткості конструкції ПВ у загальній системі координат складаються рівняння:

$$\begin{Bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ \vdots \\ P_p \\ \vdots \\ P_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & \dots & r_{1p} & \dots & r_{1m} \\ r_{12} & r_{22} & \dots & r_{2p} & \dots & r_{2m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ k_{p1} & k_{p2} & \dots & k_{pp} & \dots & k_{pm} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ r_{m1} & r_{m2} & \dots & r_{mp} & \dots & r_{np} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} Z_1 \\ Z_2 \\ \vdots \\ Z_p \\ \vdots \\ Z_m \end{Bmatrix}, \quad (11)$$

де r_{ii} – матриця жорсткості конструкції кузова ПВ; P і Z – відповідно, транспоновані матриці кутових сил і переміщень.

Проводячи прямий хід за Гаусом, вирішували алгебраїчну систему рівнянь. Використовуючи формули Коші, за знайденим полем переміщень будували поля деформацій:

$$\vec{\varepsilon} = [\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z; \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}] = F = B \cdot L^{-1} \cdot \vec{Z}, \quad (12)$$

де F – матриця рівнянь Коші; B – диференційована матриця $L(xyz)$ з використанням формул Коші; ε, γ – відносні деформації і кути повороту елементів у кутових точках, відповідно, рад.

На основі закону Гука за полем деформацій класично будуються поля напружень згідно з формулою:

$$\vec{\sigma} = D \cdot B \cdot L^{-1} \cdot \vec{Z} , \quad (13)$$

де D – обернена матриця закону Гука для об'ємного напруженого стану.

Для проведення досліджень НДС кузова ПВ і виконання етапів математичного моделювання фізичного процесу ударного контакту кузова ПВ з привалювальною плитою СРВО було побудовано СЕМ кузова ПВ моделі 12-7023, який має «глуходонну» конструкцію і саме призначений для розвантаження на СРВП, на відміну від універсальних конструкцій, які мають кришки розвантажувальних люків у підлозі і можуть також розвантажуватися гравітаційним способом, тобто під дією власної ваги сипких и навалювальних вантажів G_v , які перевозяться. СЕМ кузова ПВ представлена набором окремих підконструкцій, об'єднаних у загальний ансамбль (рис. 12). Модель складається з 16677 вузлів і 28412 скінчених елементів (СЕ). При складанні СЕМ кузова ПВ було використано об'ємні СЕ і елементи типу «оболонка», чого було достатньо для опису складових частин кузова [5-10, 11, 12].



Рисунок 12 – СЕМ ПВ моделі 12-7023

Такий підхід дає змогу провести незалежну підготовку та відлагодження вихідних даних для кожної підконструкції, а потім здійснювати складання системи і знайти вирішення задачі.

Програмний комплекс PROMЕCHANICA дає змогу визначити масу кузова ПВ, яка автоматично враховується при вирішенні задач розрахунку конструкцій на міцність.

Під час розрахунків кузова ПВ було прийнято наступні припущення:

- матеріал конструкції (низьколегована сталь марок 09Г2Д, 10ХСНД) працює в стадії пружних деформацій і має постійні характеристики: модуль пружності $E = 2,1 \times 10^5$ МПа і коефіцієнт Пуассона $\mu = 0,3$;

- динамічне ударне навантаження враховувалось введенням коефіцієнта динаміки K_d з умовою раптового прикладення;

- моделювалося повертання кузова на середній кут між 9° і 16° , який складає $12,5^\circ$.

З урахуванням цих прийнятих припущень виконано статичний розрахунок кузова на міцність, але такий підхід наближений до цього випадку. Процес повертання кузова ПВ на інші небезпечні кути (56° і 90°) має аналізуватися окремо і в цій роботі не приведений.

Результати розрахунку глухонного кузова ПВ на міцність при повороті в СРВП на кут $12,5^\circ$ під час вивантажування наведено на рисунках 13, 14.

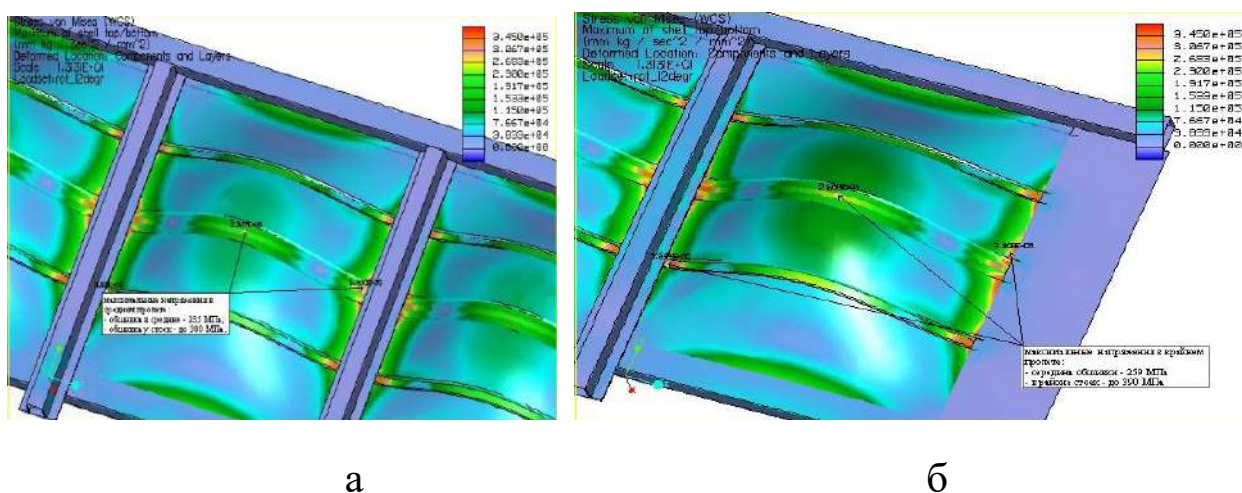


Рисунок 13 – Максимальні еквівалентні напруження (кПа), які виникають у середньому(а) і кінцевому (б) прогонах бічної стінки ПВ при повороті кузова на $12,5^\circ$

Як видно з результатів досліджень НДС кузова ПВ, які відтворено протоколами багаторазових розрахунків на рисунках 13, 14, величини максимальних еквівалентних напружень (за теорією енергії формозмінення von Mises-Генску, або класично, за четвертою теорією міцності) спостерігаються в місцях з'єднання обшивки бічної стінки із стійками, а також у середній частині листів обшивки кузова, відповідно кінцевих і середніх секцій кузова ПВ.

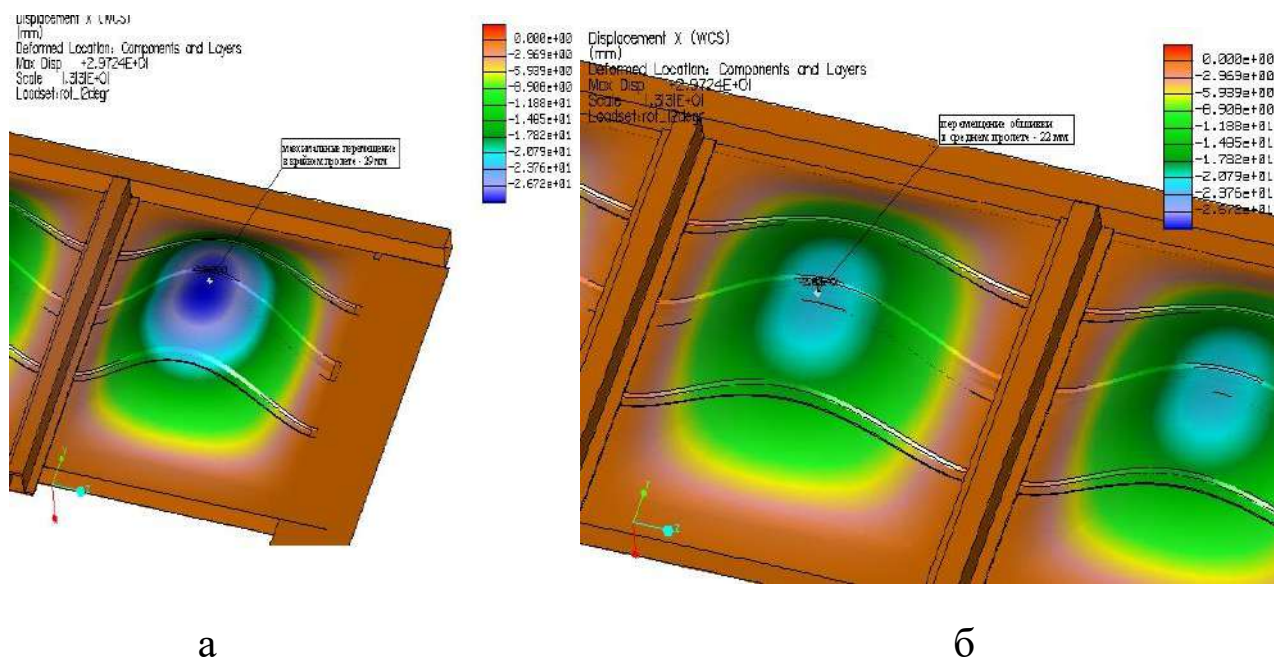


Рисунок 14 – Максимальні переміщення (мм), які виникають у середньому (а) і кінцевому (б) прогонах бічної стінки ПВ при повороті кузова на 12,5°

Для аналізу отриманих результатів були опрацьовані графічні залежності, які зображено на рисунках 15, 16, тобто відображено залежність величин напружень і переміщень від кута повороту системи – СРВП-ПВ-НВ.

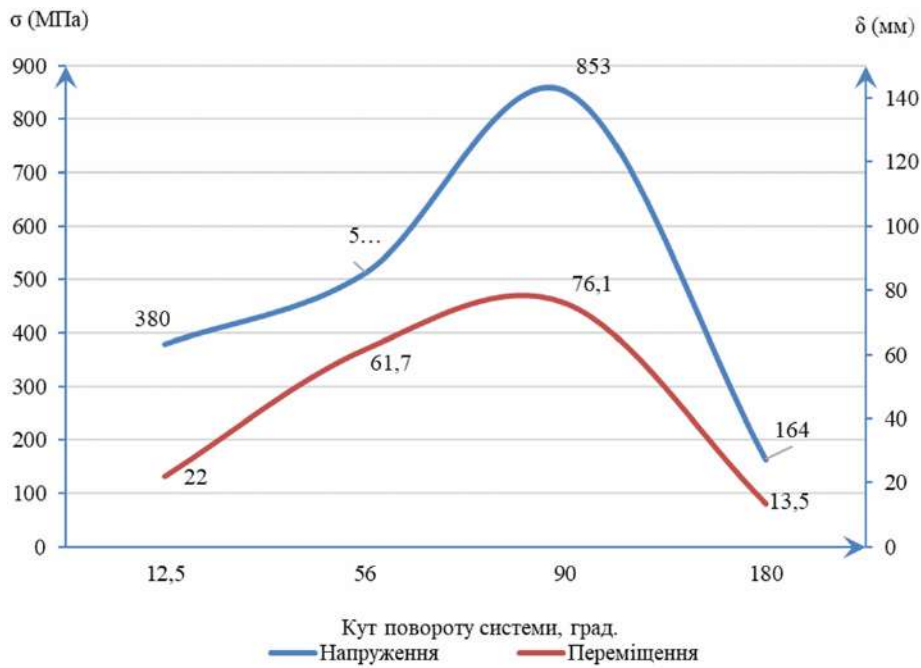


Рисунок15 – Максимальні еквівалентні напруження і переміщення у середньому прогоні бічної стінки кузова ПВ після повного повертання

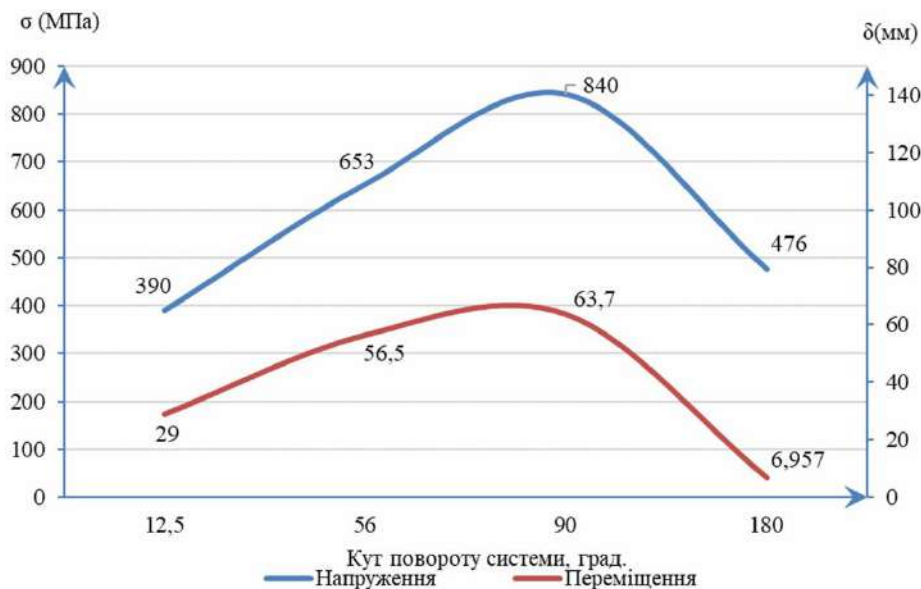


Рисунок 16 – Максимальні еквівалентні напруження і переміщення у кінцевому прогоні бічної стінки кузова ПВ після повного повертання

Під час виконаних досліджень було реалізовано поставлені завдання і отримано наступні результати:

– уточнено особливості фізичної взаємодії конструкційних зон ПВ під час контакту з робочими органами СРВП, визначено основні

кути завантаженості при перекиданні, тобто $12,5^\circ$, 57° , 90° , 180° ;

- опрацьовано відповідні розрахункові схеми;

- складено розрахункові схеми та побудовано скінченно-елементну модель (СЕМ) кузова ПВ, який має «глуходонну» конструкцію і призначений для розвантаження на СРВП, з метою подальшого проведення розрахунків його міцності;

- визначено несприятливі сполучення груп навантажень, які водночас діють на кузов ПВ під час розвантажування, та реальних зон їх прикладення під час взаємодії з СРВП;

- проведено аналіз отриманих результатів НДС кузова ПВ і визначено його головні параметри. Як видно, максимальні величини еквівалентних напружень у конструкційних зонах бічної стінки при повному циклі перекидання кузова ПВ складають більше за 800 МПа, що значно перевищує припустимі 275-295 МПа для марок сталей, які застосовуються у вагонобудуванні, згідно [1-3, 7, 9, 13], і неминуче призводить до виникнення залишкових деформацій у конструкції вагона. Це особливо спостерігається при куті повороту системи на 90° , максимальні величини переміщень при цьому складають більш ніж 60-70 мм. Тому це питання в майбутньому доцільно вирішувати комплексно у двох напрямках: підвищення нагляду за технічним станом контактних робочих органів СРВП з конструкційними зонами ПВ та технологічне посилення найбільш слабких місць архітектури самого кузова ПВ;

- з метою підтвердження ймовірності отриманих результатів теоретичних розрахунків у подальшому має бути і планується проводитися обов'язкова процедура з верифікації та валідації під час запланованих натурних випробувань.

Отримані рекомендації щодо зміцнення і адаптації конструкції кузова ПВ до реальних умов розвантаження на СРВП напругу впливатиме на зменшення кількості пошкоджень і експлуатаційних несправностей, тому ці заходи першочергово мають бути покладені в основу на стадії проектування, розробки і побудови конструкцій кузовів ПВ нових поколінь, які призначені для продуктивного вивантажування на вагоноперекидачах, згідно [3, 13].

ЛІТЕРАТУРА ДО РОЗДІЛУ

- [1] Розробка та дослідження технічних засобів для підвищення надійності вантажних вагонів і продуктивності вивантаження сипких вантажів: Звіт з НДР (заключний) / Вагони і вагонне господарство; керівник теми В.Ф. Головка // № Держ. реєстр. 0104U003237. – Харків: УкрДАЗТ, 2006. – 173 с.
- [2] Пат. 38112 Україна, МПК⁷ B65G67 / 48 . Вагоноперекидач: Пат. 38112 Україна, МПК⁷ B65G67 / 48 / Головка В.Ф., Венцель Є.С., Деркач І.А., Візняк Р.І. (Україна); УкрДАЗТ. №1771-III. Заявл. 30.05.2000. Опубл. 16.12.2002. Бюл. №12. – 8 С. URL: <https://uapatents.com/patents/viznyak-ruslan-ivanovich> (last access: 28.10.2021).
- [3] Phillips D. Dump the ore!: Fast unloading of iron ore transported by rail. *Bulk Solids Handling*, 35 (3), pp. 34-35, (2015). URL: <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84982273217&partnerID=40&md5=ccca393fc4015572137fe87b876d1f76> (last access: 07.12.2021).
- [4] Kovalev, R., Sakalo, A., Yazykov, V., Shamdani, A., Bowey, R., Wakeling, C. Simulation of longitudinal dynamics of a freight train operating through a car dumper. *Vehicle System Dynamics*, 54 (6), pp. 707-722. Cited 21 times. (2016). URL: <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84961200786&doi=10.1080%2f00423114.2016.1153115&partnerID=40&DOI:10.1080/00423114.2016.1153115> (last access: 07.12.2021).
- [5] Drozdnik, I.D., Miroshnichenko, D.V., Shmeltser, E.O., Kormer, M.V., Pyshyev, S.V. Investigation of possible losses of coal raw materials during its technological preparation for coking Message 2. The actual mass variation of coal in the process of its storage and crushing *Petroleum and Coal*, 61 (3), pp. 631-637. Cited 3 times, (2019). URL: <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-85074480973&partnerID=40&md5=46772fd599b63588baedeccb3a999441> (last access: 07.12.2021).

- [6] ДСТУ ГОСТ 22235:2015 Вагони вантажні магістральних залізничних доріг колії 1520 мм. Загальні вимоги щодо забезпечення збереження під час завантажувально-розвантажувальних та маневрових робіт (ГОСТ 22235-2010, IDT), [Чинний від 2010-11-12]. Вид. офіц. Київ, 2015. 24 с. URL: https://zakon.rada.gov.ua/rada/show/997_102 (дата звернення: 14.02.2022).
- [7] Візник Р.І. Дослідження особливостей взаємодії рухомого складу з технічними засобами вантажно-розвантажувальних робіт у залізнично-водному сполученні: Грант Президента України для підтримки наукових досліджень молодих учених. – Док. № JP/F11/0070 від 21.01.06// № держ. р. 0106U004123. – Харків: УкрДАЗТ, 2006.–144с. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/1279/2005> (дата звернення: 29.10.2021).
- [8] Herzog, M., Severin, F., Wirtz, R. Developing the high performance car dumper: Wagon dumper technology and its associated infrastructure; Part 1 [Article@Der Weg zum Hochleistungskipper: Die Technik der Waggonkipper und die notwendige Infrastruktur; Teil 1]. Cement International, 19 (2), pp. 26-35. (2021). URL: <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-85108105078&partnerID=40&md5=d2122b166bc0ec462ed18937643a5ab4> (last access: 07.12.2021).
- [9] Пат. 72360 Україна, № 72360 МПК⁷ В61F 1/00, В61D 3/00. Піввагон з глухим кузовом: Пат. 72360 Україна, № 72360 МПК⁷ В61F 1/00 / Чепурченко І.В., Візник Р.І. (Україна); УкрДАЗТ. №u201203065; Заявл. 16.03.2012. Опубл. 10.08.2012. Бюл. №6. – 9 С.
- [10] Рибін А.В. Проблеми забезпечення збереження інвентарного парку напіввагонів в експлуатації. Збірник наукових праць Української державної академії залізничного транспорту. 2013, вип. 139. С. 269-273. <https://doi.org/10.18664/1994-7852.139.2013.87305>

- [11] Bruni S., Vinolas J., Berg M., Polach O., Stichel S. Modelling of suspension components in a rail vehicle dynamics context. Vehicle system dynamics. Electrical and Electronics Engineers. 2011, № 49(7). pp.1021–1072. URL: <https://www.researchgate.net/publication/261525842> (last access: 17.05.2021).
- [12] Anyakwo A. Pislaru C., Ball A. Modelling rail vehicle dynamics using a novel 3d wheel-rail contact model. Electrical and Electronics Engineers. 2013, №5.pp. 463–468. URL: <http://www.ijac.net/cn/article/doi/10.1007/s11633-012-0640-6> (last access: 18.05.2021).
- [13] ДСТУ 7598:2014. Вагони вантажні. Загальні вимоги до розрахунків та проектування нових і модернізованих вагонів колії 1520 мм (несамохідних). Чинний від [2014-12-02]. Вид. офіц. Київ, 2014. – 32 с. URL:<http://uas.org.ua> (дата звернення: 17.05.2021).

Дослідження конструкційних параметрів елементів сошника для посіву просапних культур

Дмитро Артеменко

*Центральноукраїнський національний технічний університет,
м. Кропивницький, Україна*

1. ВСТУП

На сучасному етапі розвитку сільського господарства в Україні, вирощування просапних культур займає важливе місце в загальному сільськогосподарському виробництві. Останніми роками спостерігається підйом у розвитку селекції нових сортів і гібридів, які здатні забезпечувати високу врожайність. Однак високоефективні сорти самі по собі не можуть розв'язати всі проблеми вирощування просапних культур. Щоб сорти змогли виявити свій реальний потенціал, необхідно ретельно, на високому рівні дотримуватись умов агротехніки вирощування. Відомо, що запорукою високих урожаїв є отримання ранніх і дружніх сходів не тільки за рахунок посіву в межах терміну агровимог, а і завдяки правильному виконанню технологічного процесу робочими органами, які впливають на швидкість проростання насіння [1].

Тому, на сьогоднішній день, все більше уваги приділяється забезпеченню максимальній ефективності виконання технологічного процесу за рахунок удосконалення конструкцій робочих органів посівних машин [2,3,4]. На основі досліджень [5,6] було встановлено, що розміщення насіння по глибині і довжині рядка напряму впливає на швидкість його проростання і, як наслідок, на врожайність культури. Висівні апарати, які використовуються на сучасних просапних сівалках, забезпечують висів насіння із задовільною точністю [5,7]. Але ж все таки при посіві насіння розміщується в борозні невідповідно. Рівномірне розміщення насіння по дну борозни в більшості випадків залежить від конструкції сошника [8].

Оскільки більшість просапних культур згідно агротехнічних вимог висіваються на невелику глибину і в гарно підготовлений ґрунт то найбільшого розповсюдження, для встановлення на просапні сівалки, набули наральникові сошники. Наральник і щоки є основними елементами сошника просапної сівалки які забезпечують формування борозни і її загортання, а конструкція цих елементів напряду впливає на якість виконання технологічного процесу [9,10,11].

Технологічний процес роботи наральника сошника просапної сівалки складається із декількох етапів: розсування верхнього шару ґрунту та формування борозни із ущільненим дном [11,12]. Кожен етап в свою чергу значною мірою впливає на якість утворення умов для стрімкого проростання насіння. Так, рух наральника сошника в ґрунті пов'язаний з переміщенням часток ґрунту в передній та його деформацією в задній нижній частині. В результаті переміщення та деформації ґрунту наральником сошника здійснюється утворення борозни, в свою чергу профіль борозни впливає не тільки на розміщення насіння вздовж рядка, а і на розміщення по глибині [8].

Технологічний процес роботи щік сошника полягає в зрушуванні шарів ґрунту на дно борозни після потрапляння на неї висіяного насіння. Оскільки ґрунт на глибині посіву має значно більшу вологість ніж на поверхні, то зрушування шарів відбувається під кутом природного укусу, тобто закриття борозни відбувається за рахунок верхніх більш сухих шарів ґрунту [11,12], а це може негативно впливати не тільки на розміщення насіння по довжині і глибині рядка, а і на його схожість.

2. ВИЗНАЧЕННЯ ПЕРЕВАГ І НЕДОЛІКІВ СУЧАСНИХ СОШНИКІВ ПРОСАПНИХ СІВАЛОК

Провівши огляд сучасних агрегатів для посіву просапних культур, які представлені відомими виробниками [13-18], можна стверджувати, що конструкція насінневих сошників набула свого остаточного вигляду у формі полозу або наральника з тупим кутом

входження в ґрунт та прямими, з вирізами, в задній частині щоками (рис. 1).

До основних недоліків таких сошників можна віднести: низьку універсальність (конструкція сошника направлена на висів однієї або декількох культур); за рахунок тупого кута входження в ґрунт сошник має здатність погано тримати потрібну глибину посіву, що потребує додаткового навантаження на секцію робочих органів, а це веде до збільшення його тягового опору; профіль борозни утвореної такими сошниками не забезпечує рівномірного розміщення висіяного насіння по глибині.

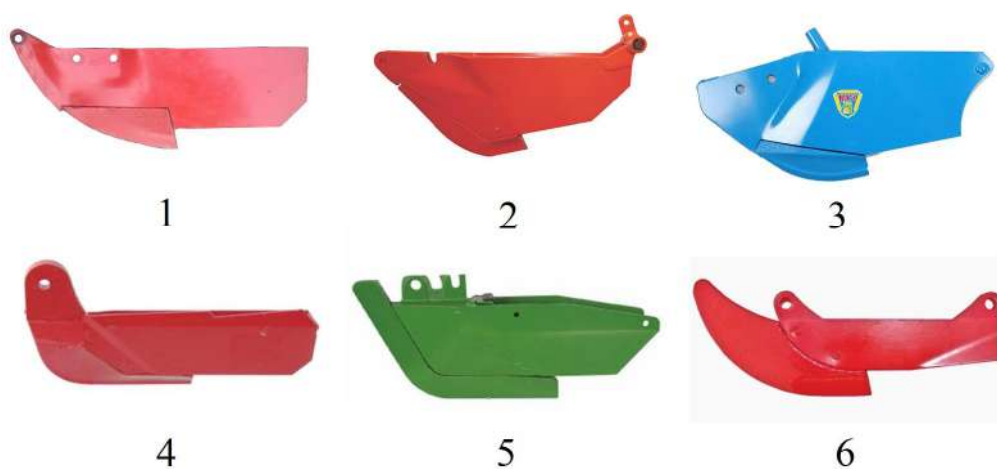


Рисунок 1 – Конструкції сучасних сошників просапних сівалок:

1 – Gaspardo; 2 – Kuhn; 3 – Ribouleau; 4 - Kverneland;

5 – Amazone; 6 - Elvorti

Але є і значна перевага такої конструкції, сошники з тупим кутом входження в ґрунт, утворюючи борозну, тиснуть на ґрунт зверху вниз, тому дно борозни є ущільненим (твердим), що дає можливість підтягування капілярної вологи до насінини, а це забезпечує стрімке його проростання, тому вони і знайшли найбільш широке використання на сучасних сівалках.

За своїми технологічними характеристиками більш перспективними є сошники з гострим кутом входження в ґрунт, які утворюють борозну переміщуючи ґрунт знизу вгору, вони добре працюють при посіві у зволожений ґрунт.

Основні недоліки в їх роботі це те, що під час руху сошник з гострим кутом входження в ґрунт утворює попереду передсошниковий пагорб, що може привести до погіршення процесу посіву; під час роботи частина ґрунту з борозни виноситься на денну поверхню внаслідок чого дно борозни є пухким, пухке дно борозни не сприяє рівномірному розміщенню насіння по глибині. Але є і значна перевага конструкції, сошника з гострим кутом входження в ґрунт, за рахунок гострого кута сошник більш рівномірно рухається по глибині, краще розрізає шар ґрунту, має зменшений тяговий опір.

Оскільки технологічний процес роботи сошника просапної сівалки складається не тільки із формування борозни, а і загортання висіяного насіння ґрунтом. То одним із основних елементів сошника, який впливає на якість загортання насіння, є задня частина щік, котра повинна сприяти укриванню насіння в борозні спочатку вологим ґрунтом нижнього горизонту, а потім сухим верхнього.

У більшості сошників вітчизняних і зарубіжних просапних сівалок задня частина щік виконана вертикальною або під кутом, який близький до кута природного укусу ґрунту. Випробування просапних сівалок показали, що як ступінчаста, так і похила задня частина щік сошника не забезпечує укривання насіння вологим ґрунтом нижнього горизонту, в результаті чого не забезпечується необхідна динаміка сходів і знижується польова схожість насіння [19,20]. Такий недолік пояснюється тим, що внаслідок значних втрат вологи до початку посіву фізико-механічні властивості ґрунту стають іншими, в результаті чого сухі частки верхнього шару осипаються за щоками під кутом природного укусу і накривають насіння, в той час як нижній шар завдяки зв'язності часток практично не осипається.

З метою підвищення якості виконання технологічного процесу посіву та ефективності роботи сошника необхідні додаткові пошукові дослідження для усунення визначених недоліків та збільшення переваг в роботі сошника просапної сівалки. Актуальним є розробка удосконаленої комбінованої конструкції сошника та обґрунтування його основних конструктивно-технологічних параметрів, які впливають на якість виконання технологічного процесу.

3. АНАЛІЗ ОСТАННІХ ДОСЛІДЖЕНЬ ПО ВДОСКОНАЛЕННЮ КОНСТРУКЦІЙ СОШНИКІВ

Перспективним напрямом удосконалення існуючих конструкцій сошників є комбінування гострого і тупого кутів входження в ґрунт в передній його частині та забезпечення правильного зрушення шарів ґрунту в задній. Це дасть можливість поєднати всі переваги обох видів сошників і зменшити їх недоліки.

Так, Юров С.А. [21] запропонував сошник із комбінованим регульованим в вертикальній площині полозом, який має гострий кут входження в ґрунт і призначений для розрізання шару ґрунту підвищеної щільності (рис. 2). В нижній частині полоз має тупий кут входження в ґрунт і формує борозну. В залежності від умов посіву сошник може мати або гострий кут входження в ґрунт, або комбінований.

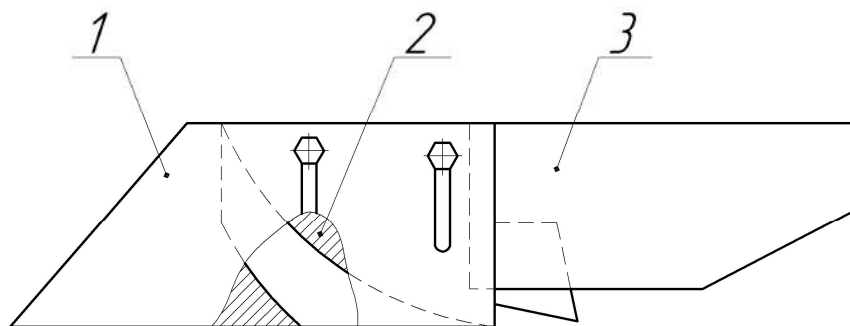


Рисунок 2 – Сошник з регульованим полозом:
1 – верхній полоз; 2 – нижній полоз; 3 - щоки

Бондаренко Г.И. [22] наголошує, що комбінований сошник з різними кутами робочої поверхні здатний значно зменшити тяговий опір та покращити процес утворення борозни. Ним запропонований сошник (рис. 3) який має в передній частині носок з гострим кутом входження в ґрунт для полегшення заглиблення і підвищення стійкості ходу, а в нижній частині заглиблювач з тупим кутом входження в ґрунт який формує борозну, для усунення рослинних решток в задній частині сошника розміщені полозкові ножі.

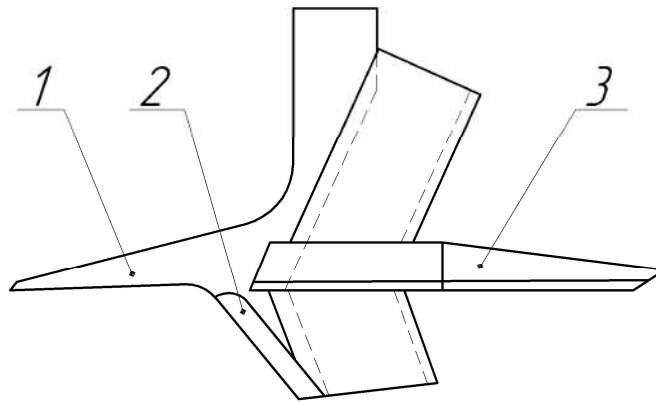


Рисунок 3 – Комбінований сошник з різними кутами робочої поверхні:

1 – носок; 2 – заглиблювач; 3 - ползкові ножі

Фалола О.І. [9], досліджуючи наральниковий сошник, робить висновок, що основними елементами, які впливають на якість утворення борозни, є форма і параметри наральника (рис. 4). Ним запропонована конструкція наральника, яка має елементи тупого і гострого кутів входження в ґрунт.

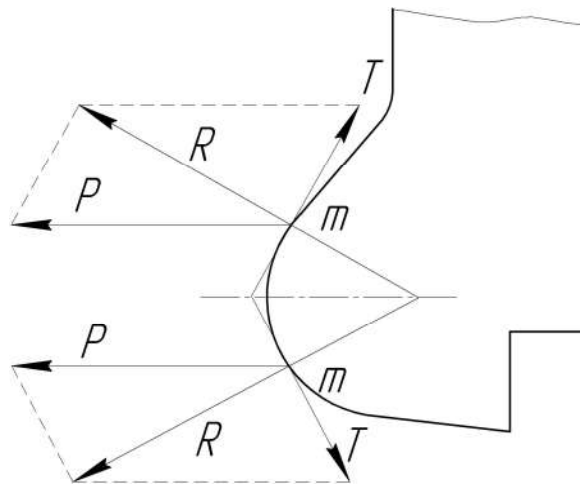


Рисунок 4 – Наральник з тупим і гострим кутом входження в ґрунт

Деформація ґрунту таким сошником супроводжується ущільненням нижніх шарів ґрунту (насінневого ложа), контактуючих з нижньою частиною наральника, а верхній ґрунтовий шар відкидається в боки верхньою частиною наральника, який має гострий кут входження в ґрунт. На думку автора, такі сошники рухаються більш рівномірно і якісніше виконують процес утворення борозни.

Розвиваючи такий технологічний процес, Морозов І.В. [23] пропонує дещо інший тип сошника, який має комбінований наральник і зріз щік в задній частині (рис. 5). В результаті роботи такого сошника верхній сухий ґрунтовий шар відкидається від вісі рядка, а у вологому нижньому шарі формується ложе для насіння з оптимальними якісними показниками (щільність, структура, вологість), що створює сприятливі умови для проростання насіння. При цьому вертикальні складові реакцій ґрунту, прикладені до обох частин наральника, спрямовані в протилежні боки, завдяки чому сошник більш стійко рухається в поздовжньо – вертикальній площині, що забезпечує достатню рівномірність розподілу насіння по глибині.

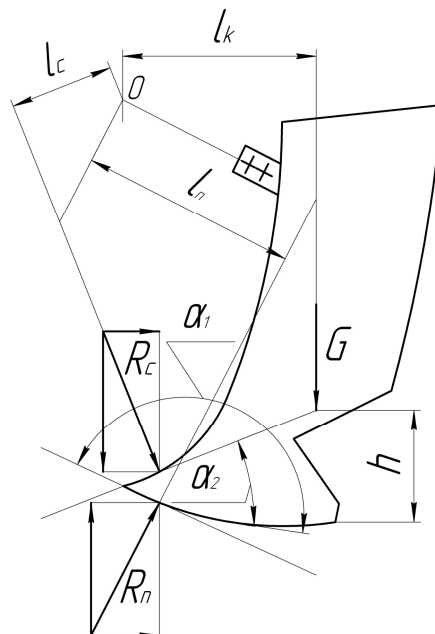


Рисунок 5 – Сошник з комбінованою робочою поверхнею

На його думку, застосування таких елементів в конструкціях сучасних сошників дозволить усунути основний недолік наральникових сошників – нерівномірне розміщення насіння по глибині рядка та утворення необхідних умов для його проростання.

Бакум, М.В. [24], проводячи дослідження по удосконаленню конструкції сошників відзначає, що необхідно наральники виконувати із комбінованим кутом, у яких верхня і нижня частини мають різний кут входження у ґрунт. Це зрівноважує рух сошника у поздовжньо-вертикальній площині, сошник переміщується більш

стійко та має покращену рівномірність розподілу насіння у ґрунті. Під час роботи таких сошників верхня частина наральника з гострим кутом відкидає верхній сухий шар ґрунту в боки, а нижня частина наральника формує борозну та ущільнює ложе для насіння. Дана група сошників направлена на укладання насіння в багаторівневий посівний шар ґрунту, а кожен рівень у свою чергу відрізняється за щільністю, структурою та вологістю. Посівний шар умовно поділений на два шари: верхній – сухий і нижній – вологий. Сошники такого типу стабільніше укладають насіння по глибині, створюють оптимальні умови для проростання насіння, що висівається, і розвитку рослин, та несприятливих умов для розвитку бур'янів.

Kuş, E. [25], провівши експериментальні дослідження із сошниками сівалок точного висіву, наголошує - конструкція робочої поверхні сошника має значний вплив на якість висіву насіння (розміщення по глибині борозни). Відзначається, що робоча поверхня сошника має кут входження в ґрунт, який відповідає куту входження в ґрунт дискового сошника. Значний вплив на якість розподілення насіння в борозні здійснює також висота падіння насіння та глибина його загортання. Автор робить висновок, що розміщення насіння в борозні напряму впливає на швидкість появи рослин на поверхні поля.

Zhang, X.C. [26], досліджуючи конструкцію наральника сошника для сівалки прямого посіву зернових культур, відзначає, що значний вплив на характер утворення борозни і якісні показники роботи має конструкція передньої частини наральника. В роботі досліджено чотири варіанти наральників які мають різні кути входження в ґрунт та різну конструкцію робочої поверхні. Визначено, що найбільш прийнятним, для використання на сошниках для сівалок прямого посіву, є наральник із криволінійною робочою поверхнею і гострим кутом входження в ґрунт. Такий сошник забезпечує не тільки зменшений тяговий опір, а і мінімальний виніс нижніх шарів ґрунту на поверхню борозни. Верхній шар рослинних залишків, при роботі такого сошника, мінімально розсувається в боки, що найбільш сприяє формуванню умов для швидкого проростання насіння.

Murray, J.R. [27] були проведені дослідження складових елементів різних сошників сівалок. Визначені основні недоліки які є у наральників з тупим кутом входження в ґрунт: при збільшенні щільності ґрунту необхідно більше навантажувати сошник, а це може привести до переущільнення насінневого ложа, що приведе до погіршення умов проростання насіння; сошник із тупим кутом входження в ґрунт погано працює на засмічених рослинними залишками ґрунтах, під час роботи вдавлюючи їх у ґрунт, що може погіршувати глибину ходу сошника, така конструкція сошника погано працює на ґрунтах із великим вмістом глини і на зволжених ґрунтах. Також були визначені недоліки сошників із гострим кутом входження в ґрунт, до яких відносяться: підняття і виніс на поверхню борозни частини нижнього вологого шару ґрунту; наявність в посівному шарі ґрунту рослинних залишків при виносі їх сошником на поверхню борозни здійснюють додаткове розкривання борозни і погіршення процесу формування насінневого ложа; сошники з гострим кутом входження в ґрунт більше придатні для посіву на велику глибину. В роботі робиться висновок, що більш універсальними наральникові сошники можуть бути якщо конструкція наральника буде комбінованою і поєднувати в собі переваги обох видів сошників або сівалки необхідно оснащувати додатковими елементами для покращення їх роботи.

Оскільки важливим в процесі роботи сошника є взаємодія щік із ґрунтом то розглядаючи технологічний процес із суміщеним виконанням двох операцій, а саме укладання і активне загортання насіння були запропоновані конструкції щік із можливістю загортання насіння вологими шарами ґрунту нижнього горизонту.

Так, Колесніков М.В. [28], розробив конструкцію сошника, яка відрізняється від існуючих, конструктивно тим, що на щоках виконані спеціальні відвали, розвернуті в боки, які забезпечують зрушування вологого ґрунту зі стінок борозни і укривання ним насіння (рис. 6).

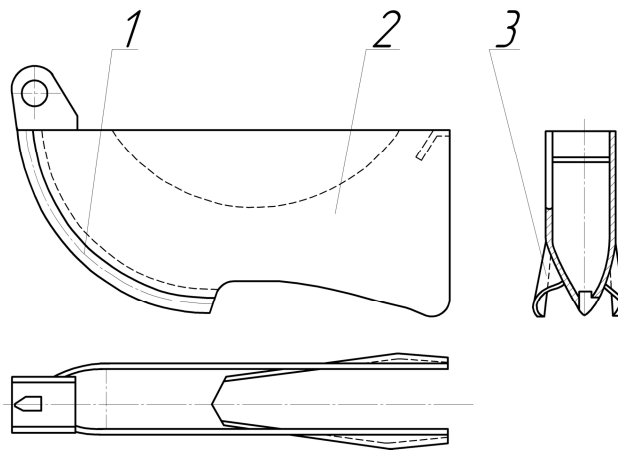


Рисунок – 6 Сошник для загортання насіння вологим ґрунтом:
1 – наральник; 2 – щока; 3 – відвали щік

В роботі Колеснікова М.В. проведений огляд досліджень по вдосконаленню конструкцій загортаючих пристроїв і на основі порівняльного дослідження різних типів сошників для точного посіву ним обґрунтована форма і параметри щік, які забезпечують примусове укриття насіння в борозні вологим шаром нижнього горизонту.

Однак така конструкція щік має ряд недоліків: конструкція відвалів не дозволяє подрібнювати і скидати ґрунт на насіння, а тільки зсуває його, що приводить до неповного укриття насіння; відвали знаходяться в нижній частині щік та направлені вниз і середину міжщікового простору, що викликає залипання відвалів ґрунтом, внаслідок чого порушується процес загортання насіння. Тому вказана конструкція сошника не була впроваджена на серійних сівалках.

Басін В.С., досліджуючи роботу сошників точного посіву, робить висновок, що для укриття насіння вологим ґрунтом доцільно використовувати примусове зрушування нижніх шарів. Щоки серійних сошників не забезпечують примусового зрушування вологого ґрунту на насіння зі стінок створених ними борозенок в зоні вологих шарів, що знижує польову схожість насіння, дружність появи сходів і рівномірність їх розподілення в рядках [29].

Розглядаючи процес примусового зрушення нижніх шарів ґрунту, Пронько Л.Ю. [20] розробив удосконалену конструкцію полозкового

сошника для точного посіву. Сошник (рис. 7) має щоки, в нижній частині яких розміщуються сегментальні відвали, вигнуті по гвинтовій лінії всередину міжщогокового простору. Відвали зміщені один відносно одного, мають загострення з внутрішньої сторони під кутом 15° до зовнішньої поверхні і розміщені трохи вище над насінневім ложем. В процесі роботи сегментальні відвали підрізають, звалюють нижні шари ґрунту, укриваючи ними насіння.

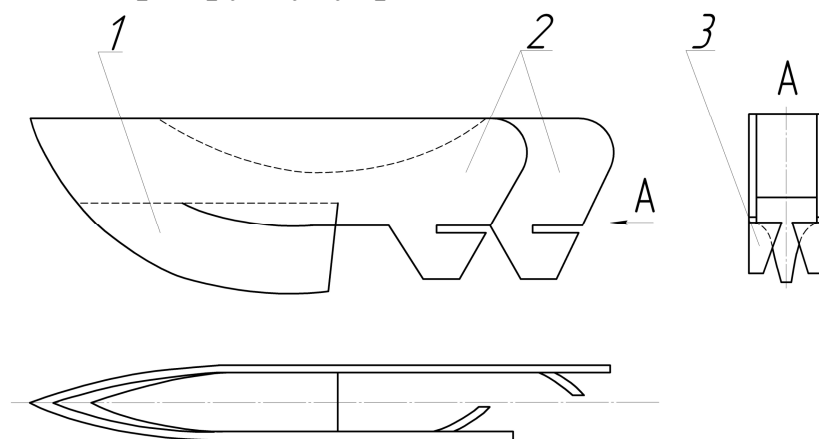


Рисунок – 7 Сошник для загортання насіння нижніми шарами ґрунту:
1 – наральник; 2 – щока; 3 – відвали щік.

Основними недоліками такої конструкції є неможливість роботи на підвищених швидкостях посіву (більше 1,5 м/с), а також при підвищеній вологості ґрунту (більше 20%). В таких умовах роботи відвали щік залипають, а міжщогоковий простір заповнюється вологим ґрунтом, що веде до забивання сошника і неможливості виконання технологічного процесу.

Вплив конструкції сошників просапної сівалки на польову схожість і врожайність культури вивчався Лебедик А.І. [29]. В її роботі наводяться результати досліджень експериментального і серійних сошників. Експериментальний сошник включав крильця, які ґрунт із нижньої частини стінки борозни направляли на насіння, що лежить на дні і укривали його. Ефективність такого сошника підтверджувалась випробуваннями: польова схожість підвищувалась на 9 – 10%, також підвищувалась дружність сходів. Крім того, було відмічено, чим сухіший рік, тим більш ефективніший запропонований сошник.

Таким чином, намагання таких вчених, як Колесніков М.В., Басін В.С., Пронько Л.Ю. ввести в конструкцію сошника додаткові елементи для активного загортання насіння в борозні, дають змогу говорити про доцільність таких конструктивних змін.

Лебедик А.І., Ковтун Ю.І. [30,31] в своїх роботах підтверджують висновки попередніх авторів і свідчать про позитивний вплив активного загортання насіння. Але використання елементів для активного загортання насіння на сучасних сошниках просапних сівалок потребує більш точно врахувати вимоги агротехніки до їх роботи та розробити нову конструкцію таких елементів. В зв'язку з вищесказаним є потреба в розробці удосконаленої конструкції щік сошника, які могли б виконувати технологічний процес загортання насіння в два етапи - частково руйнувати стінку борозни, зрізати нижні шари ґрунту кришити їх і вкладати на насіння не порушуючи його розміщення по глибині та сприяти повному укриванню борозни шарами ґрунту після проходу сошника.

Проведений огляд сучасного стану наукових досліджень по визначенню раціональної конструкції сошника просапної сівалки дозволив з'ясувати, що необхідні нові дослідження і розробка сошника, конструкція якого враховувала б виявлені недоліки в їх роботі. Запропонований сошник повинен мати комбінований наральник і щоки, які повинні забезпечувати в повній мірі вимоги агротехніки до посіву просапних культур.

4. ОБҐРУНТУВАННЯ ФУНКЦІОНАЛЬНО-КОНСТРУКТИВНОЇ МОДЕЛІ СОШНИКА ДЛЯ ПОСІВУ ПРОСАПНИХ КУЛЬТУР

Аналіз існуючих конструкцій сошників просапних сівалок показав, що вони не достатньо універсальні, не дозволяють виконувати декілька операцій за один прохід, мають великий тяговий опір та не забезпечують на потрібному рівні рівномірне укладання насіння по довжині і глибині рядка. В зв'язку з цим існує потреба в подальшому дослідженні конструкції сошника просапної сівалки, як основного елемента який впливає на якість посіву насіння.

Для обґрунтування конструкції сошника просапної сівалки необхідно визначити функції які мають виконувати його елементи під час технологічного процесу (рис. 8).

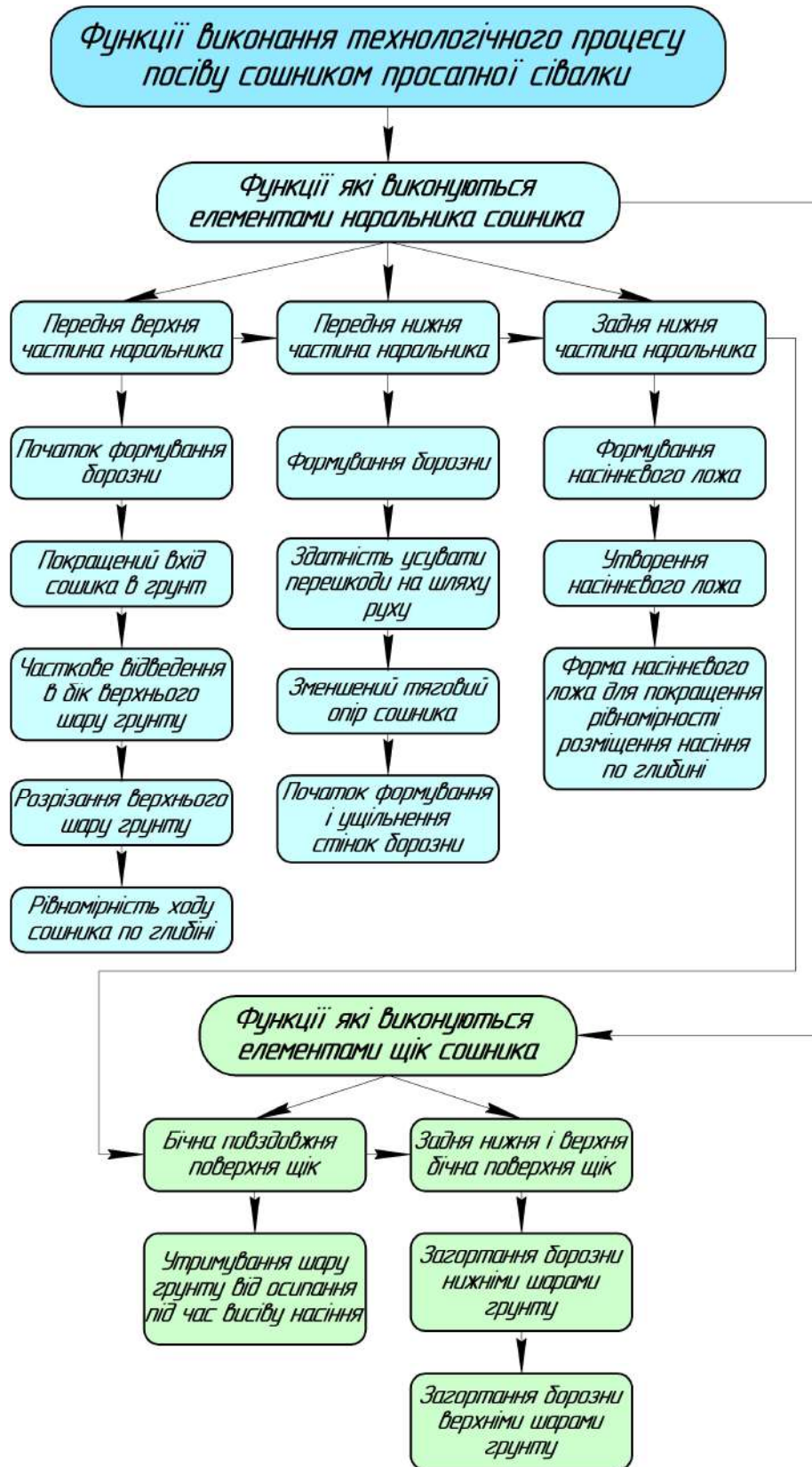


Рисунок 8 – Функціонально-конструктивна модель виконання технологічного процесу сошником просапної сівалки

В результаті аналізу наведеної функціонально-конструктивної моделі з'ясовано, що найбільше функцій покладено на конструкцію наральника сошника, яка впливає на рівномірне розміщення насіння по дну борозни та утворення необхідних умов для його проростання.

Для реалізації наведених функцій виконання технологічного процесу нами був розроблений удосконалений сошник [32,33] який має комбінований клиновий наральник та щоки з додатковими елементами. Верхня більша частина наральника має робочу поверхню з гострим кутом входження в ґрунт, нижня менша частина та розміщена в задній частині п'ята, яка формує насіннєве ложе для рівномірного розміщення насіння по глибині, має робочу поверхню із тупим кутом входження ґрунт, причому в вертикальній площині обидві робочі поверхні наральника нахилені під кутом меншим кута тертя ґрунту по сталі (рис. 9). Для усунення передсошникової пагорбу під час роботи сошника, наральник в горизонтальній площині загострений під кутом меншим за кут тертя ґрунту по сталі, що дає можливість відводити його в обидва боки від борозни.

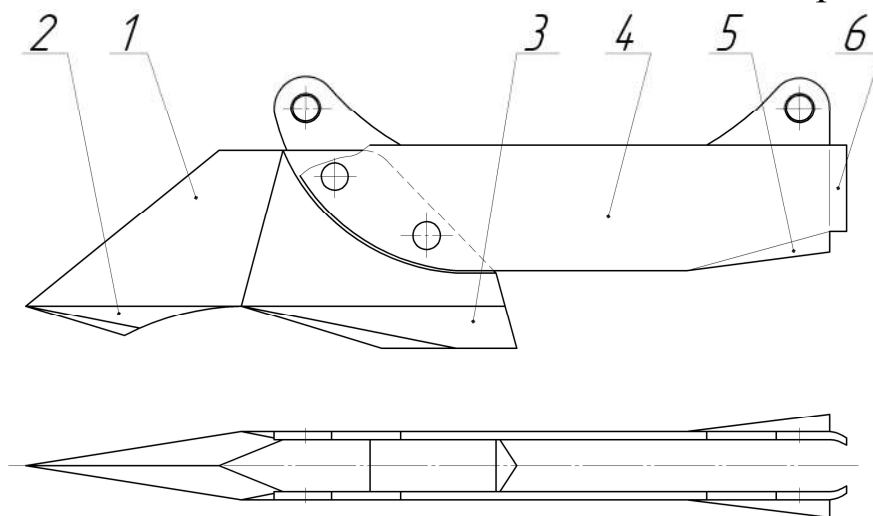


Рисунок 9 – Удосконалений сошник просапної сівалки відповідно до функціональної моделі його роботи:

- 1 – верхня частина клинового наральника; 2 – нижня частина наральника; 3 – п'ята; 4 – щоки; 5 – зрушувач; 6 - загортач

В задній частині щік сошника розміщені додаткові елементи – зрушувач нижніх шарів ґрунту та інерційні загортачі. Зрушувачі нижніх шарів мають клинову форму і відігнуті зовні міжщікового

простору, а інерційні загортачі виконані частиною кола певного радіуса і направлені в середину міжщікового простору. За рахунок такої конструкції укладання ґрунту в борозні буде більш плавним і щільним, а також буде відбуватись зміщення точки початку зрушення ґрунту в борозну за рахунок інерційного руху шарів по криволінійній поверхні.

Запропонований сошник працює таким чином: рухаючись на рівні глибини борозни загострена під кутом меншим за кут тертя ґрунту по сталі верхня частина клинового наральника 1 розрізає шар ґрунту в вертикальній площині полегшуючи рух сошника та усуває утворення передсошникового пагорбу відводячи верхні шари ґрунту в обидва боки від борозни в горизонтальній площині, як верхня так і нижня частина наральника 2 при потраплянні на перешкоди і ущільнені ділянки ґрунту руйнує їх або відводить в бік. Розміщена в задній частині наральника п'ята 3 із тупим кутом входження в ґрунт формує насінневе ложе для рівномірного розміщення насіння по глибині. При підвищенні вологості ґрунту та забур'яненості конструкція сошника сприяє його самоочищенню.

Рухаючись по бічним поверхням щік сошника 4, шари ґрунту, в задній частині щік потрапляють на додаткові елементи - в нижній частині завдяки зрушувачам 5 відбувається укриття насіння нижніми шарами ґрунту, а в верхній частині інерційні загортачі 6 сприяють повному загортанню борозни. Таким чином удосконалена конструкція сошника просапної сівалки містить ознаки усіх переваг які були визначені вище.

Згідно розробленої функціонально-конструктивної моделі удосконаленого сошника просапної сівалки визначені основні конструктивно – технологічні параметри, які напряму впливають на якість виконання процесу утворення борозни і загортання насіння: кути входження верхньої і нижньої частини наральника в ґрунт в вертикальній площині, які впливають на тяговий опір сошника, стійкість руху сошника в повздовжньому напрямку, здатність долати ущільнені ділянки ґрунту не змінюючи глибини руху; кут розхилу наральника в горизонтальній площині, який впливає на дальність

відкидання частини верхнього сухого шару ґрунту в бік, полегшуючи рух сошника по глибині; кут загострення п'яти наральника сошника, яка формує насінневе ложе та впливає на рівномірність розміщення насіння по глибині борозни; параметри задньої частини щік сошника, які впливають на загортання борозни.

5. ОБҐРУНТУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ КОНСТРУКЦІЇ НАРАЛЬНИКА СОШНИКА

Для визначення раціонального значення кута входження верхньої частини наральника в ґрунт необхідно визначити при яких умовах тяговий опір сошника буде найменшим. Оскільки під час посіву просапних культур проводиться передпосівна підготовка ґрунту, він добре розпушений і являє собою сипке середовище, розглядаємо взаємодію верхньої частини наральника з ґрунтом, як взаємодію похилої площини з часткою в вертикальній площині (рис. 10).

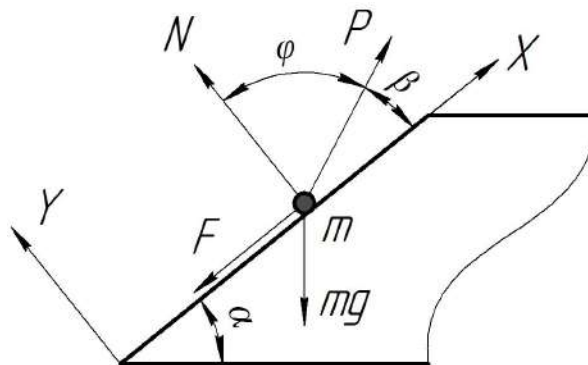


Рисунок 10 – Схема взаємодії верхньої ґрунту з верхньою частиною наральника в вертикальній площині

На частку ґрунту m яка знаходиться на поверхні наральника з кутом нахилу α діє активна сила штовхання P під кутом β . Від цієї активної сили з боку поверхні наральника діє перпендикулярна до неї нормальна сила реакції N і паралельна площині, направлена проти руху сила тертя F . Сила тертя зв'язана з нормальною силою рівнянням:

$$F \leq \operatorname{tg} \varphi N, \quad (1)$$

де φ - кут тертя.

Рівняння руху маси в проекціях на осі X і Y мають вигляд:

$$-mg \sin \alpha - F + P \cos \beta = mW_x; \quad (2)$$

$$-mg \cos \alpha + P \sin \beta + N = 0, \quad (3)$$

де W_x - прискорення вздовж осі X .

Вирішуючи ці рівняння за умови, що $F = kN$, де $k = \operatorname{tg} \varphi$ відносно mW_x та N , отримаємо:

$$N = mg \cos \alpha - P \sin \beta; \quad (4)$$

$$mW_x = -mg \sin \alpha - k(mg \cos \alpha - P \sin \beta) + P \cos \beta. \quad (5)$$

Із рівняння (4) слідує, що для того, щоб частка ґрунту знаходилась на площині необхідно і достатньо, щоб сила N була додатньою, тобто:

$$N = mg \cos \alpha - P \sin \beta \geq 0. \quad (6)$$

Тобто сила P не повинна перевищувати:

$$P \leq \frac{mg \cos \alpha}{\sin \beta}. \quad (7)$$

Для того, щоб за цих умов почався рух необхідно і достатньо, щоб величина сили mW_x була додатньою, тобто щоб:

$$mW_x = -mg \sin \alpha - k(mg \cos \alpha - P \sin \beta) + P \cos \beta \geq 0. \quad (8)$$

Тобто сила P повинна перевищувати:

$$P \geq \frac{mg \sin \alpha + kmg \cos \alpha}{k \sin \beta + \cos \beta}. \quad (9)$$

Ця умова повинна виконуватись при $k = \operatorname{tg} \varphi$.

Підставивши це рівняння в залежність (9), отримаємо:

$$P \geq \frac{mg \sin \alpha + kmg \cos \alpha}{k \sin \beta + \cos \beta} = \frac{mg(\sin \alpha + \operatorname{tg} \varphi \cos \alpha)}{\operatorname{tg} \varphi \sin \beta + \cos \beta} = \frac{mg \sin(\alpha + \varphi)}{\cos(\beta - \varphi)}. \quad (10)$$

Отримане рівняння показує, що чим більший кут нахилу площини тим більша величина сили P потрібна для забезпечення руху частки ґрунту по поверхні наральника сошника.

Розрахунок кута входження в ґрунт нижньої частини наральника α' , яка починає формування борозни виконується аналогічно і розглянутий в [33].

Проаналізувавши отримане рівняння (10), та враховуючи, що коефіцієнт тертя чорнозему по металу дорівнює 0,6 то теоретичні межі зміни кута α і α' становитимуть: $\alpha \geq 40^\circ$, $\alpha' \leq 160^\circ$. Для більш

точного визначення кутів верхньої і нижньої частини наральника в вертикальній площині необхідно знати матеріал із якого він виготовлений та зону використання, так як ці параметри напряму впливають на тяговий опір сошника. Для можливості подальших експериментальних досліджень з метою знаходження раціональних значень кутів входу наральника сошника, приймаємо кут нахилу верхньої частини наральника $\alpha = 40...60^\circ$, кут нахилу нижньої частини наральника і п'яти знаходиться в межах $\alpha' = 120...160^\circ$. Уточнене значення цих кутів можна буде навести тільки після проведення додаткових досліджень в лабораторних умовах.

Для обґрунтування кута розхилу наральника в горизонтальній площині γ розглянемо взаємодію його бічної поверхні з ґрунтом, вважаємо, що форма кромки має вигляд двогранного клину (рис. 11), ґрунт добре розпушений і являє собою сипке середовище.

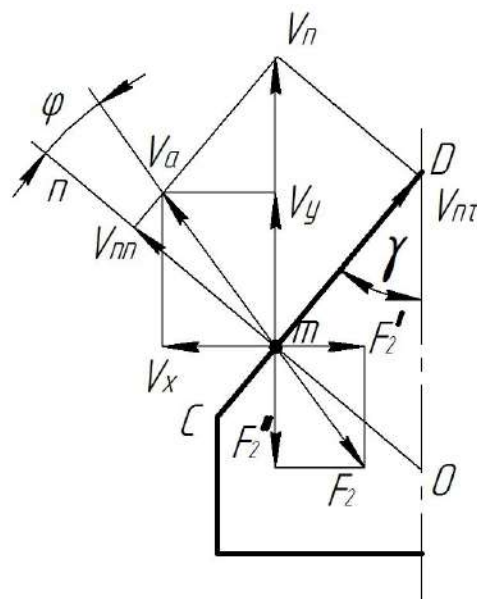


Рисунок 11 – Схема взаємодії частки ґрунту з бічною поверхнею наральника в горизонтальній площині

Під час руху сошника просапної сівалки взаємодія частки ґрунту з бічною поверхнею наральника відбувається у вигляді удару. При русі наральника з швидкістю V_n частки ґрунту при зустрічі з робочою поверхнею будуть переміщуватись в напрямку, відхиленому від нормалі на кут зовнішнього тертя із швидкістю V_a [34].

$$V_{nn} = V_n \cdot \sin \gamma, \quad V_{nn} = V_a \cdot \cos \varphi.$$

Абсолютна швидкість V_a частки m буде мати значення:

$$V_a = V_n \cdot \sin \gamma / \cos \varphi, \quad (11)$$

де V_n – поступальна швидкість сошника;

φ – кут тертя.

Формула (11) показує, що при зменшенні кута γ абсолютна швидкість відкидання частки зменшується. Розкладемо абсолютну швидкість частки на дві складові: по напрямку руху сошника V_n і перпендикулярно до нього V_x . Дальність відкидання частки вбік залежить від складової V_x і визначається виразом:

$$V_x = V_a \cdot \cos(\gamma + \varphi) \quad (12)$$

Підставивши (11) в (12) і перетворивши, одержимо:

$$V_x = \frac{V_n \cdot \sin \gamma \cdot \cos(\gamma + \varphi)}{\cos \varphi} \quad (13)$$

Для визначення максимального значення бокової складової абсолютної швидкості вираз (13) був досліджений на екстремум (за умови, що похідна від V_x по γ дорівнює нулю). Після відповідних перетворень отримана залежність:

$$2 \cdot \gamma + \varphi = \pi / 2 + k\pi. \quad (14)$$

Ми розглядаємо зміну швидкості в інтервалі $[0; \pi/2]$, тому рівняння (14) буде мати наступний вигляд $\gamma = \pi/4 - \varphi/2$ і дає можливість з'ясувати, що бокова складова абсолютної швидкості буде максимальною, а бокове відкидання ґрунту бічною поверхнею наральника буде найбільшим.

В процесі утворення борозни верхня частина наральника відкидає частину верхнього сухого шару ґрунту в бік. Тому необхідно визначити дальність бокового відкидання ґрунту від дії робочої поверхні верхньої частини наральника.

Нехай при максимальному значенні бокової швидкості відкидання частка ґрунту віддаляється від поверхні наральника і рухається по поверхні поля з початковою швидкістю V_{x0} .

На частку діє сила тертя $F' = f_2 \cdot mg \cos(\gamma + \varphi)$, (де f_2 - коефіцієнт тертя ґрунту по ґрунту), яка перешкоджає її руху.

Тоді диференційне рівняння руху частки ґрунту в напрямі V_x буде:

$$m \frac{d^2 S(t)}{dt^2} = -f_2 \cdot mg \cos(\gamma + \varphi) \quad (15)$$

Проінтегрувавши вираз (15) по t , знайдемо:

$$V_x = V_{x0} - t \cdot f_2 g \cos(\gamma + \varphi), \quad (16)$$

$$X(t) = V_{x0} \cdot t - f_2 g \cos(\gamma + \varphi) \cdot \frac{t^2}{2}. \quad (17)$$

Кінцева швидкість частки дорівнює нулю, тому із рівняння (16) знаходимо час t руху частки:

$$t = \frac{V_{x0}}{gf_2 \cos(\gamma + \varphi)}.$$

Підставивши значення t в вираз (17) знаходимо:

$$L = \frac{V_n^2 \cdot \sin^4 \gamma \cdot (\operatorname{ctg} \gamma - \operatorname{tg} \varphi)^2}{2 \cdot f_2 \cdot g \cos(\gamma + \varphi)}. \quad (18)$$

Рівняння (18) показує, що дальність бокового відкидання частки ґрунту пропорційна квадрату поступальної швидкості машини і залежить від кута розхилу відвальника і фізико-механічних властивостей ґрунту. На рис. 12 наведений графічний аналіз рівняння (18).

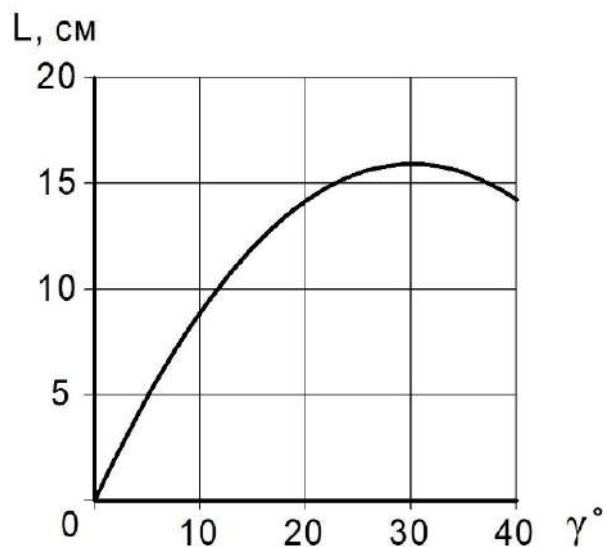


Рисунок 12 – Залежність дальності відкидання частки ґрунту від кута розхилу наральника

В результаті проведеного аналізу можна з'ясувати, що прийнявши кут зовнішнього тертя ґрунту $\varphi = 30^\circ$, одержимо кут розхилу $\gamma = 30^\circ$, а також, що дальність відкидання ґрунту збільшується зі збільшенням кута розхилу до 30° , а при подальшому збільшенні – падає (рис. 12). Це пояснюється тим, що при подальшому збільшенні кута γ бічна швидкість V_x зменшується. Таким чином, при кутах розхилу робочої поверхні наральника до 30° дальність бокового відкидання ґрунту буде максимальною. Аналізуючи умови в яких працює сошник під час посіву та враховуючи агротехнічні вимоги до утворення борозни, необхідно, щоб нижні вологі шари в мінімальній кількості виносились на поверхню ґрунту, тому для подальших досліджень приймаємо $\gamma = 10...20^\circ$.

6. ОБҐРУНТУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ КОНСТРУКЦІЇ ЛОЖЕУТВОРЮВАЧА СОШНИКА

Важливим для обґрунтування конструкції задньої частини наральника сошника є розуміння процесу формування насінневого ложа, яке утворюється п'ятою. З цією метою були проведені лабораторні дослідження процесу утворення борозни серійним сошником просапної сівалки для посіву насіння просапних культур, які дали можливість з'ясувати, що наральник сошника в значній мірі ущільнює стінки борозни, а найбільшому впливу підлягає дно насінневого ложа [35].

Характерні зони ущільнення добре видно на розкадруванні відео процесу утворення борозни сошником (рис. 13, позиція 1,2). Також можна зробити висновок, що завдяки вирізу в нижній частині щік сошника відбувається швидке осипання ґрунту (рис. 13, позиція 3), що також може здійснювати вплив на перерозподілення насіння в борозні. Такий процес утворення борозни характерний для всього різноманіття сошників, які використовуються для посіву насіння просапних культур.

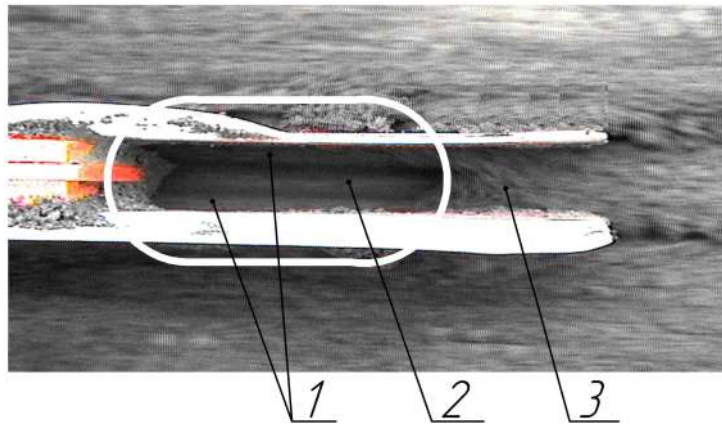


Рисунок 13 – Розкадрування цифрового відео процесу утворення борозни сошником просапної сівалки:

1 – ущільнені стінки борозни; 2 – ущільнене насіннєве ложе; 3 – ґрунт який закриває борозну

Під час посіву, насіння, потрапивши на ущільнене дно борозни, може відбиватися і перерозподілятися. Запропоновані різні способи зменшення розсіювання насіння (наближення висівного апарата до поверхні ґрунту; висів насіння на розрихлене дно борозни; надання насінню швидкості, яка відповідає поступовій швидкості сівалки, зміни конструкції сошника і т.д.) [36,37,38]. Але на сьогоднішній день вони не дали потрібного ефекту.

Цифрова відеоз'йомка процесу посіву насіння дала можливість встановити, що відбивання насіння від поверхні насіннєвого ложа відбувається не завжди. Якщо насіння отримує удар об ущільнену стінку борозни, то спостерігається не відбивання насіння від її поверхні, а його ковзання (рис. 14).

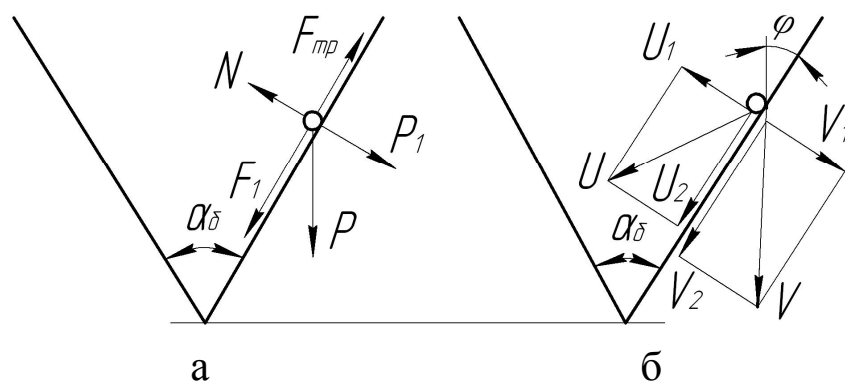


Рисунок 14 – Сили (а) та швидкості (б), які діють на насіння в момент дотику його зі стінкою посівної борозни

Визначимо сили і швидкості які діють на насінину в процесі ковзання по стінці борозни: F_{mp} – сила тертя; α_{δ} – кут між стінками борозни; P – вага насіння; N – реакція поверхні опору; φ – кут між напрямком швидкості ковзання насіння і стінкою борозни; V – швидкість ковзання насіння; U – швидкість руху насіння в площині стінки борозни.

Диференційне рівняння руху насіння в цьому випадку можна записати так:

$$m_c \frac{dV}{dt} = P \cos \frac{\alpha_{\delta}}{2} - F_{mp} = m_c g \cos \frac{\alpha_{\delta}}{2} - F_{mp}, \quad (19)$$

де m_c – маса насіння;

g – прискорення вільного падіння.

Визначимо силу тертя

$$F_{mp} = P \sin(\alpha_{\delta}/2) \cdot \operatorname{tg} \varphi = m_c g \sin(\alpha_{\delta}/2) \cdot \operatorname{tg} \varphi. \quad (20)$$

Підставивши (20) в (19) маємо:

$$m_c \frac{dV}{dt} = m_c g \cos \frac{\alpha_{\delta}}{2} - m_c g \sin \frac{\alpha_{\delta}}{2} \operatorname{tg} \varphi. \quad (21)$$

Вирішуючи його відносно V при початкових умовах $t = 0$, $V = V_0$, отримаємо

$$V = V_0 + (\cos(\alpha_{\delta}/2 + \varphi) / 2 \cos \varphi) g t. \quad (22)$$

Із рівняння (22) визначимо шлях переміщення насіння в площині стінки борозни

$$S_{\delta} = V_0 t + \left(\cos \left(\frac{\alpha_{\delta}}{2} + \varphi \right) / 2 \cos \varphi \right) g t^2 = (V^2 - V_0^2) \cos \varphi / 2 g \cos \left(\frac{\alpha_{\delta}}{2} + \varphi \right). \quad (23)$$

Для випадку вільного падіння насінини в борозну:

$$V_0 = \sqrt{2gh}.$$

Підставляючи V_0 в формулу (23) та зробивши перетворення отримаємо:

$$V = \sqrt{2g[h + S_{\delta}(\cos(\alpha_{\delta}/2) - f \sin(\alpha_{\delta}/2))]}, \quad (24)$$

де h – глибина борозни;

f – коефіцієнт перекочування.

Аналіз залежності (24) показує, що швидкість V ковзання насіння по стінці борозни залежить від кута $\alpha_\delta/2$ нахилу її до вертикалі. Оптимальні значення кута α_δ визначаємо із наступних теоретичних передумов. В відповідності з теорією удару (рис. 14 б):

$$U_1 - U_2' = k(V_2' - V_1), \quad (25)$$

де k – коефіцієнт відновлення.

Але так як:

$$U_2' = U_2 = 0, \text{ то } U_1 = -kV_1. \quad (26)$$

Якщо удар косий, то має місце рівняння:

$$V_1 = V \sin(\alpha_\delta / 2), \quad (27)$$

підставляючи (27) в (26), маємо:

$$U_1 = -kV \sin(\alpha / 2). \quad (28)$$

Щоб визначити швидкість U_2 руху насіння в площині стінки борозни скористуємось виразом для імпульсу удару:

$$I = m_c m_0 (V - V_2') (1 + k) / (m_c + m_0). \quad (29)$$

Прийнявши $m_0 = \infty$ і $V_2' = 0$,

отримаємо $I = m_c V (1 + k).$ (30)

Імпульс сили тертя визначаємо із рівності

$$I_{mp} = -fI, \quad (31)$$

а кількість руху

$$c = m_c (U_2 - V_2). \quad (32)$$

Тоді по закону рівності імпульсу сили кількості руху, отримаємо:

$$U_2 - V_2 = -fV_1(1 + k),$$

але так як

$$V_2 = V \cos(\alpha_\delta / 2),$$

то швидкість

$$U_2 = V \cos(\alpha_\delta / 2) - fV \sin(\alpha_\delta / 2) \cdot (1 + k). \quad (33)$$

Умовою ковзання насіння в площині стінки борозни буде:

$$U_2 > fU_1. \quad (34)$$

Підставляючи значення швидкостей U_1 і U_2 із виразів (28), (33) і (34) та виконавши відповідні перетворення, отримаємо

$$\alpha_\delta \leq 2(90^\circ - \varphi). \quad (35)$$

З рівняння (35) кут α_δ визначається без врахування коефіцієнтів відновлення і миттєвого тертя. Відомо, що останній рівний відношенню складових швидкостей, дотичних до нерухомої площини, після співудару з нею і до нього. На основі цього після відповідних перетворень отримаємо:

$$\alpha_\delta \leq 2 \arctg(1 - f / f(1 + k)).$$

Враховуючи гіпотезу сухого тертя про те, що взаємодія двох тіл (удар) залишається таким самим як при немиттєвих так і при миттєвих силах ($f = \lambda$) [34] отриману залежність запишемо:

$$\alpha_\delta \leq 2 \arctg(1 - \lambda / \lambda(1 + k)), \quad (36)$$

де λ – коефіцієнт миттєвого тертя.

Нижню межу кута α_δ між стінками борозни знайдемо виходячи із діаметра d насіння яке висівається і агротехнічно допустимої глибини h його загортання в ґрунті. Із трикутника ABC (рис. 15):

$$AB / \sin \alpha_\delta = BC / (\cos \alpha_\delta / 2). \quad (37)$$

Позначимо $AB = B = d$, $BC = h / (\cos \alpha_\delta / 2)$.

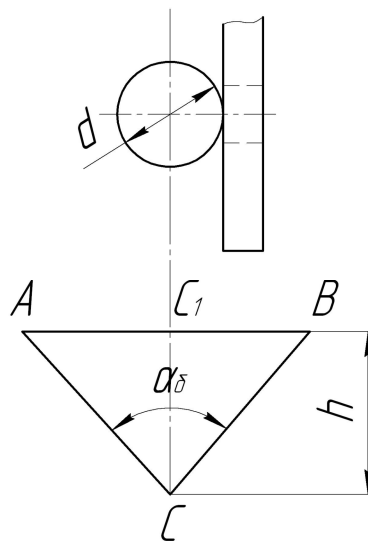


Рисунок 15 – Схема для визначення мінімального значення кута між стінками посівної борозни

Підставляючи значення AB і BC в формулу (37) після відповідних перетворень маємо:

$$\alpha_{\sigma} = 2 \arcsin \frac{B}{\sqrt{B^2 + 4h^2}}. \quad (38)$$

Таким чином оптимальне значення кута α_{σ} між стінками борозни визначається залежністю:

$$2 \arcsin \frac{B}{\sqrt{B^2 + 4h^2}} \leq \alpha_{\sigma} \leq 2 \operatorname{arctg} \frac{1 - \lambda}{\lambda(1 + k)}. \quad (39)$$

Підставляючи в отриману залежність числові значення коефіцієнтів відновлення k , миттєвого тертя λ і встановленого агрономічними значення діаметра d насіння і глибини h їх загортання отримаємо:

$$10^{\circ} \leq \alpha_{\sigma} \leq 45^{\circ}.$$

7. ОБҐРУНТУВАННЯ КОНСТРУКЦІЇ ЩІК СОШНИКА

Аналіз процесу борозноутворення серійними сошниками показує, що стінки розкритої посівної борозенки підлягають значному ущільненню, особливо в зоні вологих шарів ґрунту [39]. В результаті порушується послідовність в зрушуванні нижніх (вологих) і верхніх (сухих) шарів ґрунту зі стінок борозни при укриванні насіння. В борозну осипаються в першу чергу верхні частинки ґрунту, як більш сипкі, які сошник ущільнює найменше і мають більш низький коефіцієнт внутрішнього тертя між частинками в порівнянні з вологими. Вологі частинки ґрунту практично не осипаються [39]. Особливо це видно при невеликій вологості в верхньому шарі ґрунту. Найбільш сприятливим буде загортання насіння, коли воно укривається частинками тих шарів ґрунту, на глибині яких знаходиться.

Проведені дослід з серійними сошниками за допомогою методу фарбованих шарів ґрунту показали (рис. 16), що під час їх роботи стінки борозни зрушуються лише на глибину рихлого шару, а борозна, утворена в більш вологому шарі, зовсім не накривається

грунтом. Після проходу сошника на ущільнене ложе борозни нічого не впливає і тому борозна, утворена в вологому шарі, залишається відкритою, а при наявності сухого шару закривається ним порушуючи, при цьому, глибину розміщення насіння [40].

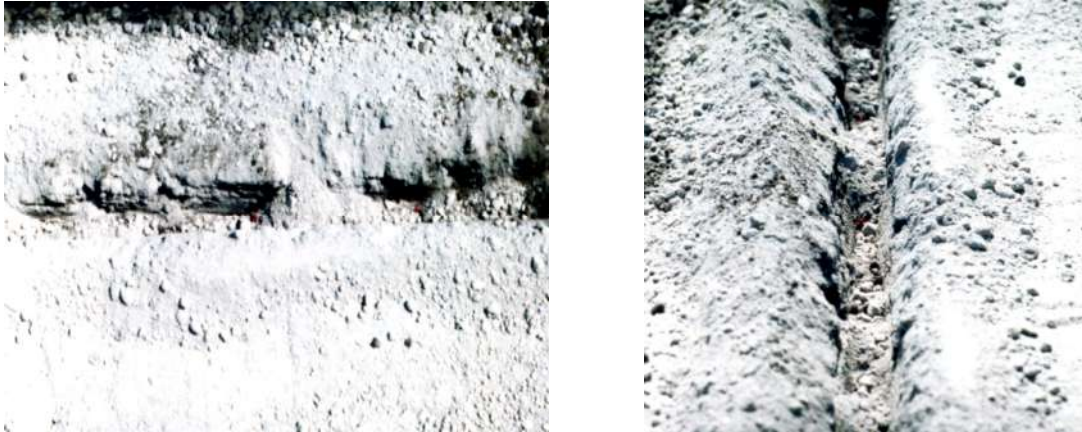


Рисунок 16 – Осипання часток ґрунту в борозну після проходу серійного сошника при вологості ґрунту $W=20\%$ на глибині посіву

В процесі відкриття борозни ґрунт сходить за щоками сошника і осипається. На загортання насіння здійснює вплив швидкість переміщення ґрунту в напрямку ходу сошника і час відкривання борозни. Від цих параметрів залежить момент фіксації насіння ґрунтом. Верхній шар ґрунту перед посівом розпушують передпосівною обробкою, тому стан ґрунту в період посіву дрібногрудкуватий, що дає можливість розглядати ґрунт як сипуче середовище.

Виходячи із цих передумов і аналізуючи існуючий процес загортання насіння (рис. 17а) можна сказати, що самозрушення стінок борозни буде проходити під кутом ковзання (укладки) α , який проходить через точки перетину бічних стінок з дном борозни. Причому зрушенню підлягає лише верхній більш сипучий шар ґрунту, оскільки насіннєве ложе утворене в нижньому шарі який має більшу вологість і практично не зрушується. Заповнення борозни буде проходити під кутом внутрішнього тертя ґрунту φ . Для повного заповнення борозни ґрунтом необхідно точку початку зрушення змістити ближче до краю борозни (рис. 17б). Це можливо здійснити

якщо щокі сошника будуть мати додаткові елементи для можливості направлення рухомих шарів ґрунту в бік борозни.

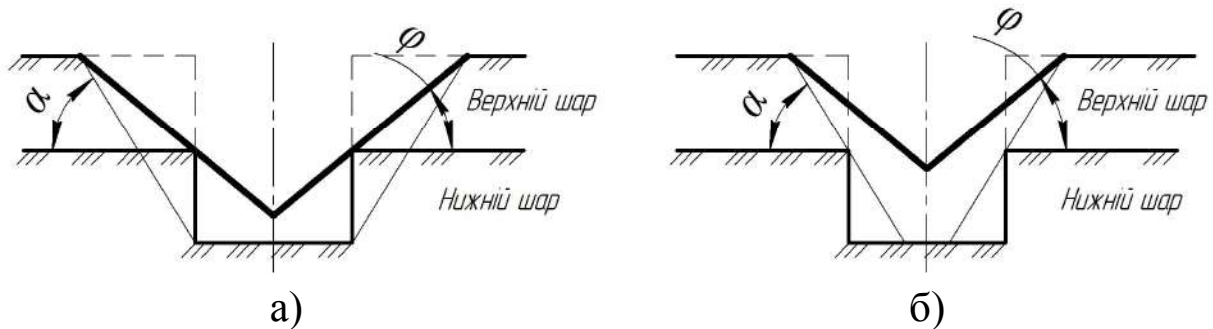


Рисунок 17 – Схема зрушення стінок борозни при роботі сошника

Для виконання вищенаведених вимог зручно буде виконати задню частину щік сошника криволінійною (утвореною частиною кола певного радіуса). За рахунок такої конструкції укладання ґрунту в борозні буде більш плавним і щільним, а також буде відбуватись зміщення точки початку зрушення ґрунту в борозну за рахунок інерційного руху шарів по криволінійній поверхні (рис. 18).

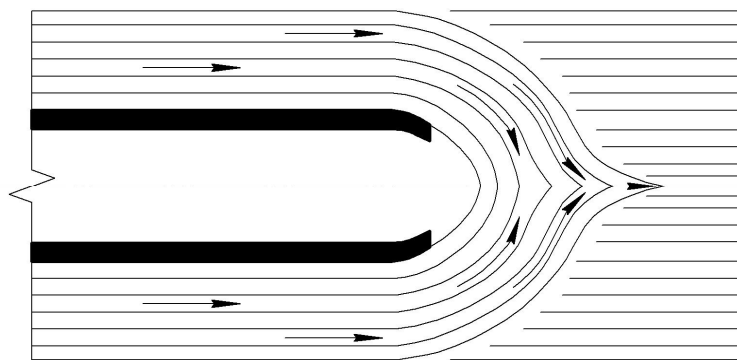


Рисунок 18 – Схема процесу роботи удосконалених щік сошника

Величина радіусу криволінійної частини щік сошника вибирається із конструктивних міркувань і в залежності від величини міжщікового простору для уникнення його забивання. Для детального аналізу поведінки частки ґрунту під час роботи удосконалених щік сошника складаємо розрахункову схему (рис. 19).

Частка ґрунту масою m (далі матеріальна точка M) при досягненні точки A , закінчення прямолінійної частини щокі сошника (рис. 19), має швидкість $|\vec{v}_x|$ [33, с.256, ф.(172)], яка направлена горизонтально проти руху щокі сошника, потрапляє на криволінійну

її частину. Після цього матеріальна точка M переходить на ділянку AB . В деякій точці K цієї ділянки матеріальна точка M покидає ділянку AB (сходить із траєкторії) з кінцевою швидкістю $\bar{V}(K)$, яка направлена по дотичній до лінії AB і в сторону протилежну напрямку руху щоби сошника. З цією швидкістю вона починає вільне падіння в полі сили тяжіння під дією власної ваги.

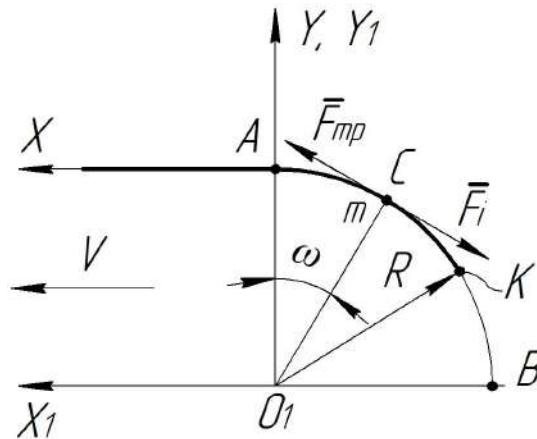


Рисунок 19 – Розрахункова схема руху частки ґрунту по криволінійній частині щоби сошника

Приймаємо, що ділянка AKB траєкторії матеріальної точки M обмежена дугою кола. В системі координат $X_1O_1Y_1$, початок O_1 якої розміщений в центрі кола, параметричне рівняння ділянки AB має вигляд:

$$\begin{cases} x = R \cos \omega \\ y = R \sin \omega \end{cases}, \quad \omega \in [0; \pi/2]. \quad (40)$$

де R - радіус кола.

Приймаємо, що в довільній точці C дуги AB на матеріальну точку M діють сили (рис. 19): інерції \bar{F}_i - направлена по дотичній до дуги AB протилежно напрямку руху сошника так як точка продовжує рух від A до B по дузі AB маючи початкову швидкість $\bar{V}_0 = \bar{V}_x$. Її притискає до дуги AB тиск шарів ґрунту розташованих вище, який не враховується; сила тертя \bar{F}_{mp} , яка направлена по дотичній до дуги AB та в бік переміщення сошника.

Так як немає активних сил, які сприяють продовженню руху матеріальної точки M по ділянці AB , то за рахунок сили тертя \bar{F}_{mp} швидкість точки M зменшується від $\bar{V}_0 = \bar{V}_x$ (в точці A) до $\bar{V} = 0$ в деякій кінцевій точці K дуги AB (відбувається гальмування).

Якщо s - шлях гальмування то $s = |\cup AK|$. З іншого боку $|\cup AK| = R\omega$ (довжина дуги кола радіуса R , яка відповідає центральному куту ω).

По закону збереження енергії $0,5mV^2 = |\bar{F}_{mp}| \cdot s$ (кінетична енергія руху, яка витрачається на роботу сили тертя \bar{F}_{mp} на шляху гальмування s). Так як згідно [34]:

$$|\bar{F}_{mp}| = f \frac{mg}{2tg\alpha},$$

то

$$0,5 \cdot V^2 m = f \frac{mg}{2tg\alpha} s \Rightarrow s = \frac{V^2}{fg},$$

де m - маса частки ґрунту;

f - коефіцієнт тертя частки ґрунту по сталі;

g - прискорення сили ваги;

α - кут укладки часток ґрунту.

Із цього слідує, що

$$R\omega = \frac{V^2}{fg} \Rightarrow \omega_K = \frac{V^2}{fgR}, \quad (41)$$

де ω_K - параметр, який визначає положення точки K на дугі AB (кінцевій точці траєкторії по ділянці AB).

Декартові координати точки K знаходимо по формулі (40):

$$x_K = R \cos \omega_K = R \cos \frac{V^2}{fgR}, \quad y_K = R \sin \omega_K = R \sin \frac{V^2}{fgR}. \quad (42)$$

В точці K починається вільний рух частки ґрунту масою m в полі сили тяжіння під дією власної ваги і без початкової швидкості. Направляючи ось Ky вниз, а ось Kx праворуч (рис. 20) розглянемо вільне падіння частки ґрунту.

Диференціальні рівняння руху частки ґрунту в проекціях на осі координат мають вигляд: $\ddot{x}_{tt} = A_x$, $\ddot{y}_{tt} = A_y$ і зміну праву частину. При переміщенні по дугі кола діючі сили залежать від кута ω відхилення радіуса R кола від горизонталі.

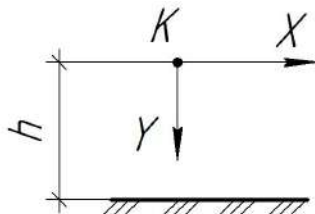


Рисунок 20 – Схема вільного падіння частки ґрунту

Отримуємо звичайні диференціальні рівняння другого порядку із змінною правою частиною A_x і A_y : $A_x = A_x(\omega)$, $A_y = A_y(\omega)$.

$$A_x(\omega) = f \cos^2 \omega; \quad A_y(\omega) = 0,5 f \sin \omega - 1, \quad \omega \in [0; \omega_K].$$

Кут ω_K відповідає точці K траєкторії в якій частка ґрунту покидає криволінійну ділянку AB з деякою початковою швидкістю і починає вільне падіння в полі сили тяжіння [34]:

$$\ddot{x}_{tt}(t) = 0, \quad \ddot{y}_{tt}(t) = mg. \quad (43)$$

Приймаємо початкові умови:

$$t = 0, \quad x(0) = 0, \quad y(0) = 0, \quad \dot{x}(0) = 0, \quad \dot{y}(0) = 0.$$

Інтегруючи кожне рівняння (43) два рази отримуємо:

$$\begin{aligned} \dot{x}_t &= C_{1x}, & x(t) &= C_{1x}t + C_{2x}; \\ \dot{y}_t &= gt + C_{1y}, & y(t) &= 0,5gt^2 + C_{1y}t + C_{2y}, \end{aligned}$$

де $x(t)$ і $y(t)$ вирази, які визначають закон руху часток ґрунту вздовж осей координат.

Використовуючи початкові умови отримуємо:

$$C_{1x} = C_{1y} = 0, \quad C_{2x} = C_{2y} = 0; \quad x(t) = 0, \quad y(t) = 0,5gt^2.$$

Для знаходження величини часу переміщення частки ґрунту після сходу з траєкторії AK рахуємо, що при переміщенні частка по вертикалі проходить шлях:

$$h = y_K = R \sin \frac{V^2}{fgR};$$

тоді
$$R \sin \frac{V^2}{fgR} = 0,5gt^2.$$

Звідки
$$t_0 = \sqrt{\frac{R \sin \frac{V^2}{fgR}}{g}}.$$

Точка приземлення частки ґрунту після сходу з поверхні щоки:

$$L = |\bar{V}_n| t_0 \quad (44)$$

Практично за рахунок інерції руху точка приземлення буде розміщена в невеликих межах вертикалі на відстані $|\bar{V}_n| t_0$ від точки K внаслідок переміщення сошника за час t_0 .

Таким чином можна стверджувати, що удосконалена конструкція щік сошника може забезпечити якісне загортання висіяного насіння повністю закриваючи борозну ґрунтом.

8. ПІДСУМКИ

1. На основі проведеної аналітично-пошукової роботи по удосконаленню конструкції сошника просапної сівалки були з'ясовані основні недоліки і переваги та запропоновані перспективні напрями їх усунення, а також розроблена функціонально-конструктивна модель процесу роботи сошника.

2. Для реалізації функціонально-конструктивної моделі процесу роботи сошника був розроблений удосконалений сошник який має комбінований клиновий наральник та щоки з додатковими елементами.

3. Теоретично обґрунтовані основні технологічні параметри удосконаленої конструкції наральника сошника просапної сівалки: кут входження в ґрунт верхньої частини наральника знаходиться в межах $\alpha = 40...60^\circ$; нижньої частини наральника і п'яти знаходиться в межах $\alpha' = 120...160^\circ$; в поперечній площині кут розхилу п'яти складає $10^\circ \leq \alpha_\phi \leq 45^\circ$; в горизонтальній площині кут розхилу наральника знаходиться в межах $\gamma = 10...20^\circ$.

4. В результаті проведених теоретичних досліджень встановлено закон руху часток ґрунту після сходу з криволінійної поверхні щік сошника та отримано залежність (44) для розрахунку параметрів розподілу часток ґрунту після приземлення на дно борозни.

5. Розроблена конструкція сошника може забезпечити якісне укладання і загортання насіння повністю закриваючи борозну ґрунтом але для визначення раціональних значень його конструктивних параметрів потрібні додаткові експериментальні дослідження за методикою планування експериментів.

ЛІТЕРАТУРА ДО РОЗДІЛУ

- [1] Мельник, О. Насіння від SESVanderHave – запорука Вашого успішного буряківництва. Бібліотека Сесвандерхаве. 2016, 24 с. https://sv-ukraine.com.ua/images/Technology_nasinya.pdf
- [2] Brunotte, J. Architektur moderne Pflanzen / J. Brunotte, K. Sommer, B. Gattermann // AMAZONEN-WERKE H. Dreyer GmbH & Co. KG. Hasbergen, 2005 – 92 p. http://seyalka.com/catalog/arhitektura_sovremennogo_rastenievodstva.html
- [3] Vasylykivska, K.V., Leshchenko, S.M., Vasylykovskiy, O.M., Petrenko, D.I. Improvement of equipment for basic tillage and sowing as initial stage of harvest forecasting. INMATEH - Agricultural Engineering. INMA, Bucharest/Romania: Vol. 50, No.3, 2016. pp. 13-20.
- [4] Nanka, A. et al. Improving the efficiency of a sowing technology based on the improved structural parameters for colters. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. Vol 4, No 1 (100). Kharkiv/Ukraine, 2019. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.174445>
- [5] Волоха, М.П. Технологічний комплекс машин для виробництва буряків цукрових: ширина міжрядь. Теорія, моделювання, результати випробувань. [Монографія] – Київ: Центр учбової літератури, 2015. – С. 32-57. <http://er.nau.edu.ua/handle/NAU/17399>
- [6] Nielsen, S. et al. Seed drill instrumentation for spatial coulter depth measurements. *Computers and Electronics in Agriculture*, 2017. 141. pp. 207-214. Ed. Elsevier, London/U.K. <https://doi.org/10.1016/j.compag.2017.07.014>
- [7] Mostypan, M.I., Vasylykivska, K.V., Andriyenko, O.O., Reznichenko, V.P. Modern aspects of tilled crops productivity forecasting. INMATEH - Agricultural Engineering, INMA, Bucharest/Romania, 2017. Vol. 53, No.3. pp. 35-40.
- [8] Артеменко, Д.Ю., Магопець, О.С., Соломашенко, П.М. Дослідження і розробка удосконаленої конструкції сошника

- просапної сівалки // Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин: загальнодерж. міжвід. наук.-техн. зб. - Кіровоград: КНТУ, 2010. - Вип. 40, ч.1. - С. 136-142. <http://dspace.kntu.kr.ua/jspui/bitstream/123456789/1795/1/26.pdf>
- [9] Фалола, О.І. Дослідження технології внесення насіння в ґрунт і пошук оптимальних параметрів наральникових сошників: Автореф. дис...канд. техн. наук: 05.20.01 / ХГТУСХ. – Харків, 1996. – 25 с. <http://tekhnosfera.com/view/518682/a?#?page=1>
- [10] Artemenko, D., S. Leshchenko, V. Onopa, V. Majara, and V. Deikun. Analysis of the combined coulter point of the precision seed drill. *Agricultural Engineering International: CIGR Journal*, 24(4), 2022: 57-71. <https://cigrjournal.org/index.php/Ejournal/article/view/7435/3947>
- [11] Артеменко Д.Ю., Магопєць О.С., Соломашенко П.М. Дослідження і розробка удосконаленої конструкції сошника просапної сівалки. Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. Конструювання, виробництво та експлуатація с-г машин/ КНТУ, 2010, випуск 40, Ч.1. - С. 136-142.
- [12] Войтюк, Д.Г., Барановський, В.М., Булгаков, В.М. Сільськогосподарські машини. Основи теорії і розрахунку: Підручник / за ред. Д.Г. Войтюка. – К.: Вища освіта, 2005. – С. 141 – 142. <https://studfiles.net/preview/5063474/page:25/>
- [13] GASPARDO. SP Range. Pneumatic precision seed drills. Italy, 2017. 18p. http://www.maschio.com/catalog/product/sp-sprint/en_GB
- [14] KUHN. PLANTER 3. Precision seed drills. Kuhn farm machinery (UK), 2015. 24p. <http://www.kuhn.co.uk/uk/range/seeding/pneumatic-precision-seed-drills/planter-3-m-single-bar.html>
- [15] MONOSEM. The precision Planter specialist. MECA V4. Ribouleau MONOSEM – FRANCE, 2018. 24p. <https://www.monosem.com/Range/Planter-range/MECA-V4>
- [16] KVERNELAND. Monopill - Mechanische Einzelkornsämaschine. Präzise Vereinzelnung - nicht nur bei Rüben. Kverneland Group Deutschland GmbH, 2017. 16p.

<https://www.kverneland.de/Saetechnik/Einzelkornsaemaschinen/Kverneland-Monopill-Monopill-e-drive-II>

- [17] Operating manual. AMAZONE. Precision airplanter. AMAZONENWERKE H. DREYER GmbH & Co. KG. Germany, 2017. 224p. <http://et.amazone.de/files/pdf/mg5226.pdf>
- [18] Product Catalog. Technology in harmony with the nature. Elvorti - Chervona zirka. Ukraine, 2016. 20p. https://www.elvorti.com/content/pdf/2016/KATALOG_2016_EN_SITE.pdf
- [19] Артеменко, Д.Ю., Магопєць, О.С., Соломашенко, П.М. Дослідження процесу роботи криволінійних відвальних щік сошника посівної секції просапної сівалки. Зб. наукових праць КНТУ /техніка в с-г виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація.// Вип. 24, Ч.1. –Кіровоград: КНТУ, 2011. - С.126-130.
- [20] Пронько, Л.Ю. Дослідження роботи сошників бурякових сівалок точного посіву // Механізація і електрифікація сільського господарства. Вип. 12. 1973. – С. 102 – 110.
- [21] А.с. 1496672, МКИ А 01С 7/20. Полозовидний сошник / С.А. Юров, П.А. Щербина, Н.І. Саламатін; заявник КНДІСХ ім. П.П. Лук'яненко. – № 4081462/30-15; заявл. 05.05.86; опубл., 30.07.89, Бюл. №28. <http://patents.su/3-1496672-polozovidnyjj-soshnik.html>
- [22] А.с. 1575990, МКИ А 01С 7/20. Сошник / Г.І. Бондаренко, В.О. Бєсчеревних, Е.В. Чумаков, М.М. Матукевич; заявник РнДІСХ – № 4493333/30-15; заявл. 16.08.88; опубл., 07.07.90, Бюл. №25. <http://patents.su/3-1575990-soshnik.html>
- [23] Морозов, І.В. Технологічні і технічні основи удосконалення конструкцій сошників зернових сівалок: Автореф. дис...д-ра техн. наук: 05.05.11 / ТДТУ ім. Івана Пулюя. – Тернопіль, 2003. – 40 с. <http://base.dnsgb.com.ua/files/ard/2003/03mivszs.pdf>
- [24] Бакум, М.В. Сільськогосподарські машини / М.В. Бакум, І.С. Бобрусь, А.О. Михайлов та ін. Харківський національний технічний ун-т сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х.: ХНТУСГ, 2005. Ч. 3: Посівні машини. – 2005. – 332с.

- [25] Kuş, E. and Yıldırım, Y. Effects of Seed Drop Height and Tillage System on the Emergence Time and Rate in the Single Seed Planters. *Alinteri Journal of Agriculture Sciences*, 2020. 35(1): pp. 69-76. <https://doi.org/10.28955/alinterizbd.739387>
- [26] Zhang, X.C., Li, H.W., Du, R.C., Ma, S.C., He, J., Wang, Q.J., et al. Effects of key design parameters of tine furrow opener on soil seedbed properties. *Int J Agric & Biol Eng*, 2016. 9(3): 67 - 80. <https://doi.org/10.3965/j.ijabe.20160903.2259>
- [27] Murray, J.R., Tullberg, J.N., and Basnet, B.B. Planters and their components: types, attributes, functional requirements, classification and description. *ACIAR Monograph No. 121*. ISBN 1 86320 462 8, 2006.
- [28] Колесніков, М.В. Зміна форми заднього обрізу щік сошника // *Механізація і електрифікація сільського господарства*. – 1967. – №4. – С. 22 – 23.
- [29] Басін, В.С., Брей, В.В., Погорілий, Л.В. та інш. *Машини для точного посіву просапних культур: конструювання і розрахунок* – К.: Техніка, 1987. – 151 с.
- [30] Лебедик, А.І., Золотарьова, Т.А. Вплив конструкції сошників бурякових сівалок на польову схожість насіння цукрових буряків. – *Праці / КНП*, 1969. вип. 4. – С. 105 – 110.
- [31] Ковтун, Ю.І. *Дослідження і розробка агротехнічних основ створення і удосконалення бурякових сівалок точного висіву*. Дис. ...канд. с.-х. наук: 05.538. – Харків, 1970. – 174 с.
- [32] Артеменко, Д.Ю. та ін. Патент № 133540, Сошник. МПК А01С 7/20 (2006.01); u 201811332; Заявл. 19.11.2018; Опубл. 10.04.2019, Бюл. №7. – 3 с.
<http://base.uipv.org/searchINV/search.php?action=viewdetails&IdClaim=257399&chapter=description>
- [33] Artemenko, D., Sviren, M., Onopa, V., Deikun, V., Majara, V. Grounding of Design and Technology Parameters of Combined Coulter Furrow Opener of Precision Seed Drill. *Alinteri Journal of Agriculture Sciences* – 2021, 36(2): pp. 53-61.

doi: 10.47059/alinteri/V36I2/AJAS21114

- [34] Павловський, М.А. Теоретична механіка: Підручник. - К.: Техніка, 2002.- 512 с
- [35] Artemenko D., Onopa V. Experimental researches of a precision seed drills coulter equipped with a disk seedbed former. Загальнодержавний міжвідомчий науково-технічний збірник. Конструювання, виробництво та експлуатація сільськогосподарських машин / ЦНТУ, Вип. 49, 2019 – С. 10-18.
- [36] Бойко, А.І., Свірень, М.О., Шмат, С.І., Ножнов, М.М. Нові конструкції ґрунтообробних та посівних машин. – К., 2003. – 203 с.
- [37] Шабранский, В.А. Исследование и совершенствование технологического процесса точного посева сахарной свеклы дражированными семенами: дис. канд. техн. наук: 05.20.01 – К., 1980. – 199с.
- [38] А.с. 405487 СССР, М. Кл. А 01с 7/20. Полозовидный сошник / Л.Ю. Пронько (СССР). – № 1494662/30-15; Заявл. 30.11.70; Оpubл., 05.11.73, Бюл. №45. – 2 с.
- [39] Артеменко, Д.Ю. Підвищення ефективності роботи сошника і прикочуючого котка посівної секції просапної сівалки: дис. канд. техн. наук: 05.05.11 / Артеменко Дмитро Юрійович. – Кіровоград, 2007. – 223 с.
- [40] Артеменко, Д.Ю. Математична модель роботи удосконалених щік сошника просапної сівалки. Збірник наукових праць КНТУ / техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація. // Вип. 25, Ч.1. - Кіровоград: КНТУ, 2012. – С. 41 – 45.

Обґрунтування конструкційних особливостей пневмопристрою для збирання шкідників пасльонових культур

Володимир Онопа

*Центральноукраїнський національний технічний університет,
м. Кропивницький, Україна*

1. ВСТУП

Захист рослин від шкідників є невід'ємною частиною технологій вирощування сільськогосподарських культур. В усьому світі визнані перспективними інтегровані системи захисту рослин, в основу яких покладено використання пневматичних машин для збирання шкідників без застосування пестицидів.

Складна екологічна ситуація у світі також потребує більш широкого застосування екологічно безпечних засобів захисту рослин. Необхідне виробництво продукції без залишків пестицидів особливо для дитячого та дієтичного харчування. І це в першу чергу стосується продукції, що споживається в сирому вигляді, а саме плодів та овочів.

В Україні площа під картоплею становить 1550 тис. га, в тому числі в приватних сільськогосподарських господарствах 550 тис. га. Доцільне використання пневматичних машин для збирання шкідників на пасльонових культурах (картоплі, томатах, баклажанах) в господарствах України, особливо у зонах підвищеної екологічної небезпеки.

Існуючий парк сільськогосподарських пневматичних машин потребує удосконалення, спрямованого на підвищення ефективності роботи, що є дуже важливим і перспективним, але мало вивченим питанням.

Ґрунтово-кліматичні умови України дають змогу одержувати найважливішу рослинницьку продукцію і такі врожаї, яких повністю вистачить для задоволення потреб населення у продуктах харчування, промисловості - в сировині. Крім того, наша країна має великі

потенційні можливості для збільшення виробництва сільськогосподарської продукції з метою експорту її на світовий ринок. Для цього потрібно впроваджувати сучасні технології вирощування сільськогосподарських культур, важлива складова яких - інтегрована система захисту рослин від шкідників [1,2,3].

У середньому втрати рослинницької продукції внаслідок дії шкідників становлять 30%, а в період розмноження головних шкідників цей показник сягає 50%, а інколи урожай гине повністю. Деякі абіотичні, едафічні та біотичні фактори обумовлюють поширення і зростання шкодочинності ряду шкідливих організмів, зокрема на картоплі та помідорах.

Серед існуючих методів захисту сільськогосподарських культур від шкідників пневматичний – є одним із основних екологічно безпечних способів, рівень застосування якого суттєво впливає на якість отримуваних врожаїв. Існуючі робочі органи для боротьби з шкідниками пасльонових культур екологічно чистим методом, потребують додаткового розвитку і вдосконалення. Це є важливим, але мало вивченим питанням.

2. ВИЗНАЧЕННЯ ПЕРЕВАГ І НЕДОЛІКІВ СУЧАСНИХ ПНЕВМАТИЧНИХ МАШИН ДЛЯ БОРОТЬБИ ІЗ ШКІДНИКАМИ

Сучасні наукові дані та рекомендації щодо розв'язання проблеми захисту сільськогосподарських культур від шкідників не узагальнені, а інформація про них часто міститься лише в окремих наукових публікаціях. Для розуміння напрямку визначення конструктивних особливостей машин для збирання шкідників та їх робочих органів, необхідно провести аналіз вже існуючих варіантів.

Так для боротьби із шкідниками пневматичним методом Руденко Н.Е. [4] запропонував агрегат (рис. 1), який складається із двох відцентрових вентиляторів, повітропроводів, насадки та ємності для збирання комах.

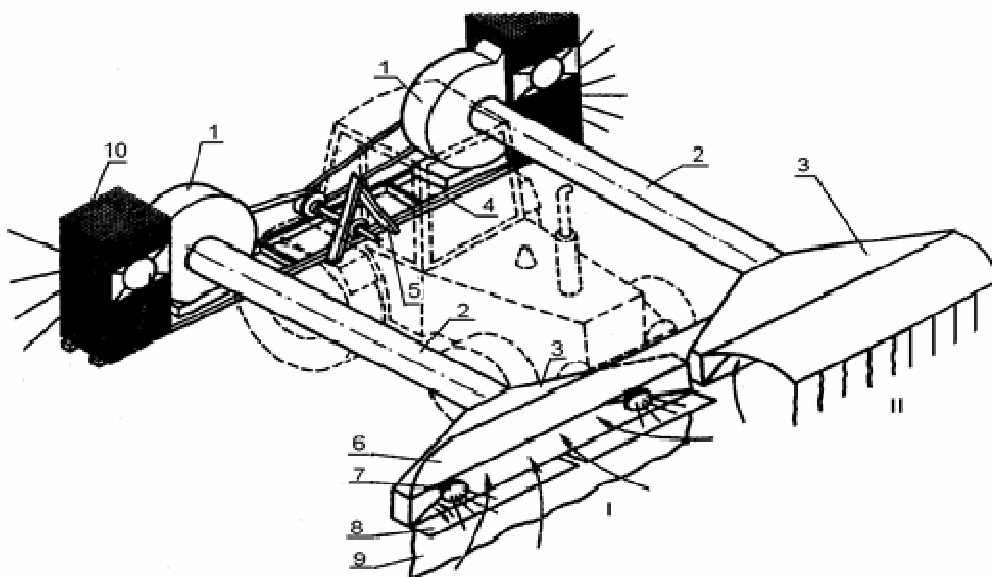


Рисунок 1 – Схема агрегату для боротьби із шкідниками пневматичним методом:

1 – вентилятор; 2 – повітропровід; 3 – насадка; 4 – рама; 5 – начіпний пристрій; 6 – козирок; 7 – фари; 8 – полиця; 9 – фартух; 10 – ємкість для збирання шкідників

Під час руху агрегату по полю комахи всмоктуються потоком повітря в насадку, транспортуються в сітчасту ємність, де і знешкоджуються. Недоліком такого агрегату є підвищена травмованість рослин під час збирання шкідників.

Бендерою І.М. [5] були розроблені агрегати для збирання шкідників в основу роботи яких покладено метод збирання шкідників за допомогою розрідженого повітря, яке створюється в одному випадку вентиляторами, а в другому – ексгаустером (рис. 2). Агрегат навішується на передній частині трактора і складається з насадки, повітропроводу, ексгаустера та ємкості для збирання комах.

Зібрані комахи знищуються механічним чи іншим способом. Але під час роботи такого агрегату частина шкідників може потрапляти на поверхню ґрунту і уникати дії збиральних органів.

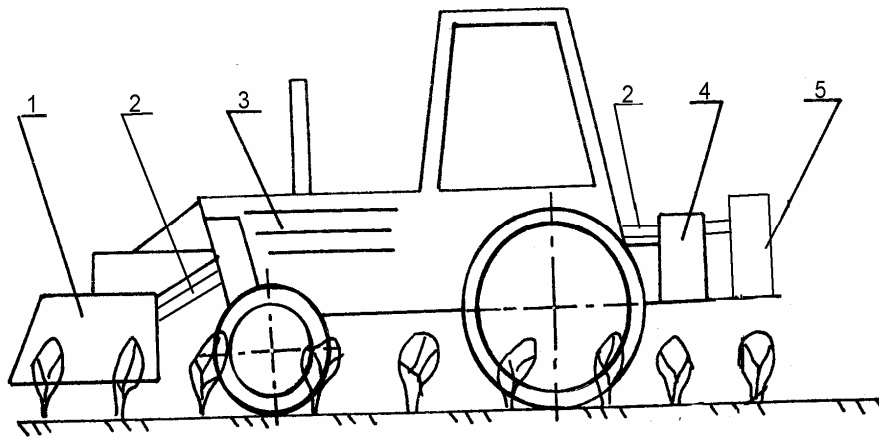


Рисунок 2 – Схема агрегату для збирання колорадського жука:

1 – пневматична насадка; 2 – пневмопровід; 3 – трактор; 4 – ексгаустер; 5 – ємкість для збирання шкідників

Куліковим М.С. [6] розроблена машина для збирання шкідників яка складається з вентилятора, вхідного патрубка, який з'єднаний безпосередньо з камерою розрідження та гнучких комахопроводів із соплами з обох боків (рис. 3). Напрямок потоку то з одної, то другої сторони забезпечує струшування комах з рослини в збиральну ємність. Повітря, проходячи через робочу камеру, утворює в ній розрідження, викликаючи при цьому всмоктуючий потік, який транспортує комах в піддони. По мірі накопичування шкідників знешкоджують. Така конструкція є найбільш перспективною для подальшого удосконалення.

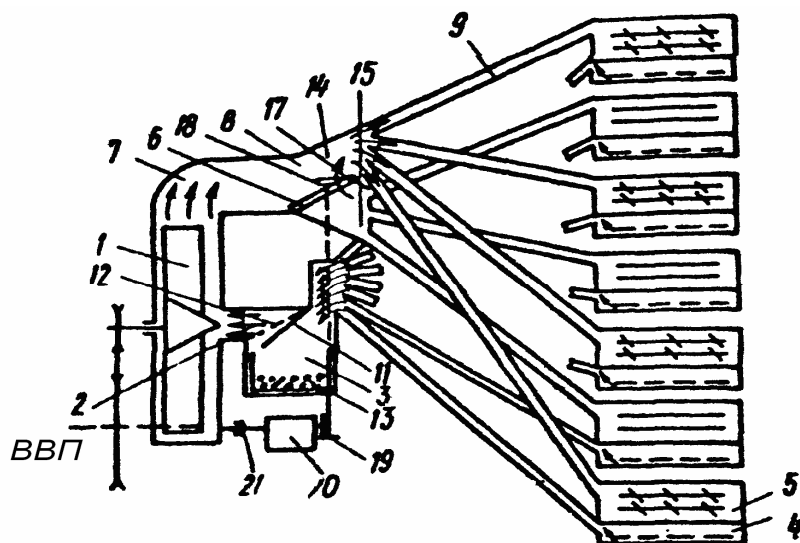


Рисунок 3 – Схема пристрою для збирання комах

Для отримання екологічно чистого виробництва картоплі, такі вчені зарубіжних країн, як М. Хелифи [7], Б. Лакассе [8], Н. Рафаї [9], займалися розробкою конструкцій пневматичних пристроїв для збирання колорадського жука на посівах картоплі.

У США та Канаді широко використовують пневматичну восьмирядну машину „Селед Вак” [10] (рис. 4) для збирання шкідників за допомогою повітряного потоку, який утворює вентилятор.



Рисунок 4 – Восьмирядна машина „Селед Вак” на полях картоплі у Каліфорнії (США)

В останні роки на полях, де вирощувалась картопля, в провінції Нова Шотландія (Канада) для боротьби з колорадським жуком використовували пневматичну машину [11] (рис. 5).



Рисунок 5 – Пневматична машина на збиранні шкідників на полях ферм в Новій Шотландії

Дослідниками запропоновані різні по конструктивному виконанню зразки, але загальним для них є метод збирання шкідників за допомогою всмоктування повітряним потоком в насадки та збирання в резервуари шкідників з подальшим їх знищенням.

Аналіз розглянутих конструкцій машин для збирання шкідників пасльонових культур дозволив прийти до висновку, що найбільшого поширення завдяки своїй ефективності набули пневматичні машини всмоктуючого типу. Використання машин такого типу дозволить якісно виконати процес збирання шкідників з мінімальним травмуванням оброблюваних рослин та отримувати екологічно чисті продукти харчування.

3. АНАЛІЗ КОНСТРУКЦІЙ ПНЕВМАТИЧНИХ ПРИСТРОЇВ ДЛЯ ЗБИРАННЯ ШКІДНИКІВ

В безпосередньому контакті із шкідником знаходиться виконавчий робочий орган збиральної машини – пристрій для збирання шкідників. Аналіз конструкцій існуючих робочих органів машин для збирання шкідників дозволив виділити три типи пневматичних пристроїв рис. 6.

Пристрій для збирання шкідників дифузорового типу всмоктування (рис. 6а) використовується на пневматичних машинах, розроблених за кордоном [12,13]. Пристрій включає камеру розрідження з горизонтальною вузькою щілиною у нижній частині, через яку шкідники всмоктуються з рослини в трубопровід за рахунок розрідження, що створюється вентилятором. Недоліком такого пристрою є неможливість збирання комах з бокових поверхонь рослини, а також часткове струшування комах на ґрунт.

Пристрій для збирання шкідників двокамерного типу, комбінований (рис. 6б) [6] являє собою робочі камери з соплами нагнітального типу для струшування комах з рослини і з лотками з всмоктуючим потоком для збирання комах.

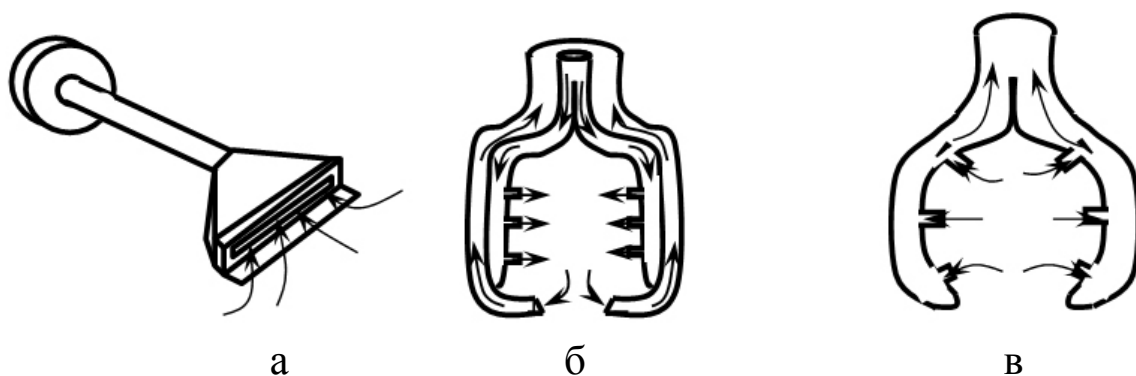


Рисунок 6 – Схеми конструкцій пристроїв для збирання шкідників:
 а – дифузійного типу всмоктування; б – двокамерного типу,
 комбінований; в– двокамерного типу всмоктуючий.

Пристрій для збирання шкідників двокамерного типу всмоктуючий (рис. 6в) [14,15,16] виконаний у вигляді двох окремих робочих камер дугоподібної форми, які розташовані по обидва боки від рослини. Робочі камери з'єднані з всмоктуючим патрубком вентилятора. Потік повітря через отвори в камерах захоплює комах і втягує їх в конфузор.

Оскільки відсутні науково-обґрунтовані рекомендації щодо виявлення найбільш раціональної конструкції пристрою для збирання шкідників, який забезпечує ефективне збирання комах, необхідні додаткові дослідження з метою виявлення найбільш раціональної схеми пристрою та режимів його роботи.

4. ВИЗНАЧЕННЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ЕЛЕМЕНТІВ ПРИСТРОЮ ДЛЯ ЗБОРУ ШКІДНИКІВ З УРАХУВАННЯМ ОСОБЛИВОСТЕЙ РУХУ ШКІДНИКА

Для забезпечення рівномірного тотального збору шкідників з кущів запропонований пристрій для збирання шкідників [17]. Конструктивно він виконаний у вигляді насадки зі щілинами по всій внутрішній поверхні, що має в перпендикулярному до напрямку руху перерізі підковоподібну форму і представлений на рис. 7

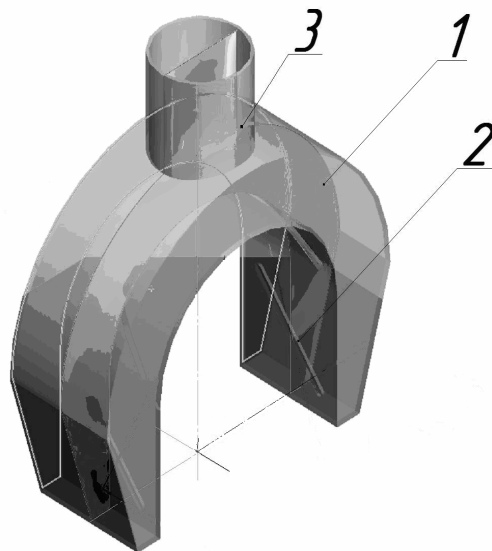


Рисунок 7 – Схема запропонованої конструкції пристрою для збирання шкідників: 1 – робоча камера; 2 – щілини; 3 – патрубок

Агрегат для збирання шкідників (рис. 8) працює таким чином.

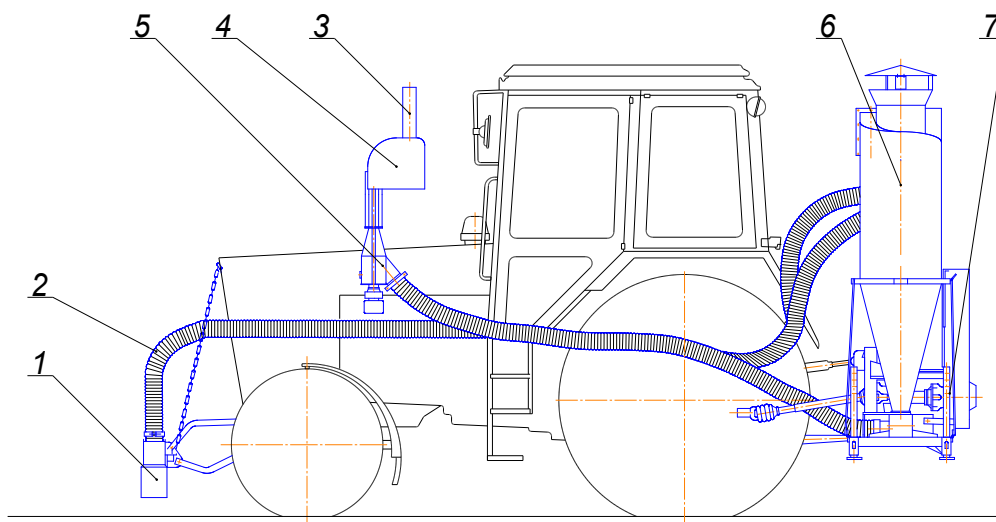


Рисунок 8 – Агрегат для збирання шкідників:
1 – пристрою для збирання шкідників; 2 – пневморукав; 3 – патрубок виведення знищених шкідників вихлопними газами; 4 – газова камера; 5 – газоструйний компресор; 6 – циклон; 7 – вентилятор

При русі агрегату по рядкам в робочій камері 2 насадки через патрубок 1 створюється розрідження, яке утворює вентилятор. Завдяки тому що торцьові розміри передньої частини пристрою більші ніж розміри рослини, пристрій не струшує жуків на ґрунт. Завдяки поступовому зменшенню поперечного перерізу робочої

камери (торцьові розміри передньої частини більші ніж торцьові розміри задньої частини) листки рослини з жуками по контуру починають дотикатися до внутрішньої поверхні і жуки всмоктуються у щілини 3 і через патрубок 1 з робочої камери транспортуються до місця знищення.

Детермінована математична модель руху шкідників у повітряному потоці пристрою для збирання шкідників

Мета такого дослідження полягає у теоретичному визначенні конструктивних параметрів захоплюючого елемента (щілин) пристрою для збирання шкідників з урахуванням особливостей руху шкідника. Розрахунок проводимо для культури – картопля.

Виходячи з мети дослідження прийняті наступні припущення під час складання детермінованої математичної моделі [18]: стеблина картоплі абсолютно жорстка; під час наїзду пристрою для збирання стеблина не згинається; шкідник має форму кулі; зусилля з яким шкідник утримується на стеблі замінено силою тертя; під час відриву шкідника від поверхні листя і руху до щілини пристрою обертання самого шкідника навколо власної осі не враховується; пристрій рухається з постійною швидкістю.

Для того, щоб більш точно описати траєкторію руху шкідника під час збирання його пристроєм розкладемо рух за станами.

Перший стан (рис. 9) – початкові умови, тобто, коли шкідник знаходиться у стані рівноваги без дії на нього пневматичного пристрою.

Другий стан (рис. 10) – коли на шкідника починає діяти зусилля (сила всмоктування) від пневматичного пристрою.

Третій стан (рис. 11) – виведення шкідника зі стану рівноваги і відрив його від стебла.

Четвертий стан (рис. 12) – вільний політ шкідника до щілин пристрою.

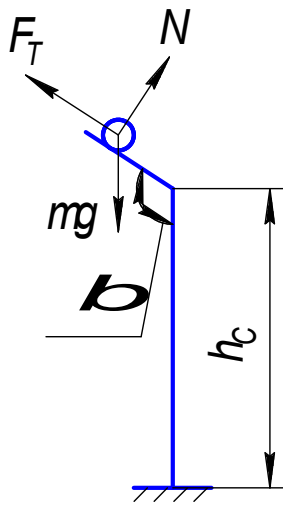


Рисунок 9 – Початкові умови (до підходу пристрою):
 h_c – висота стебла до стеблини, де знаходиться шкідник;
 F_m – сила тертя шкідника по стеблу

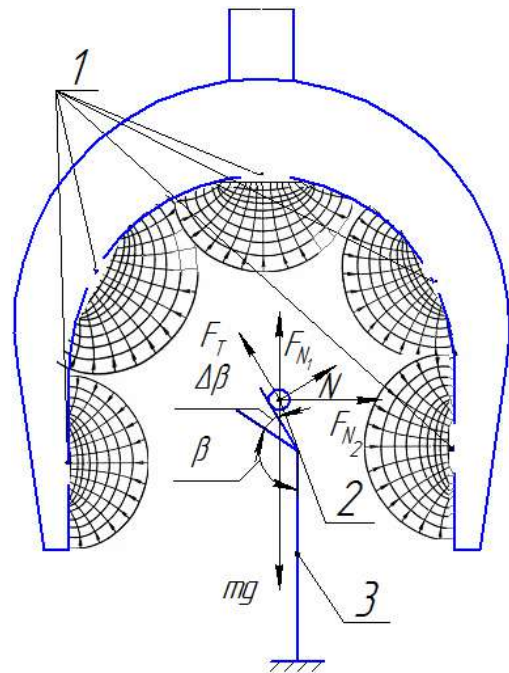


Рисунок 10 – Умови при наїзді пристрою на куц і нахилу стебла на кут $\beta + \Delta\beta$:
 1 – щілини пневмопристрою;
 2 – шкідник; 3 – стеблина.
 F_N , F_{N1} – сила всмоктування відповідно з верхньої та бічної щілини

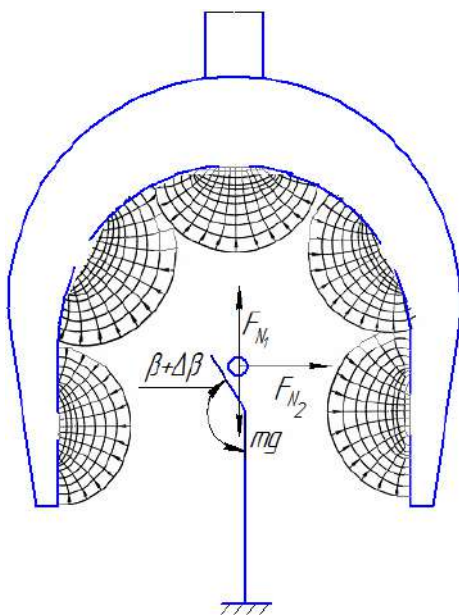


Рисунок 11 – Умови відриву шкідника від поверхні стебла

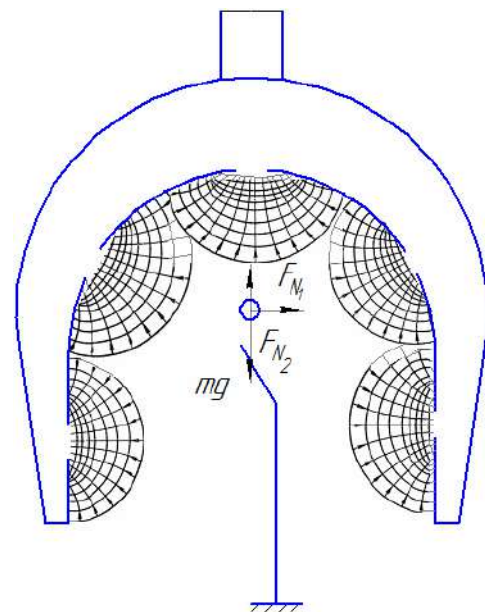


Рисунок 12 – Рух шкідника до щілини пристрою під дією всмоктуючого поля

системи координат відносними. Швидкість руху рухомої системи координат $Z'O'X'$ є переносною і дорівнює швидкості насадки V_H .

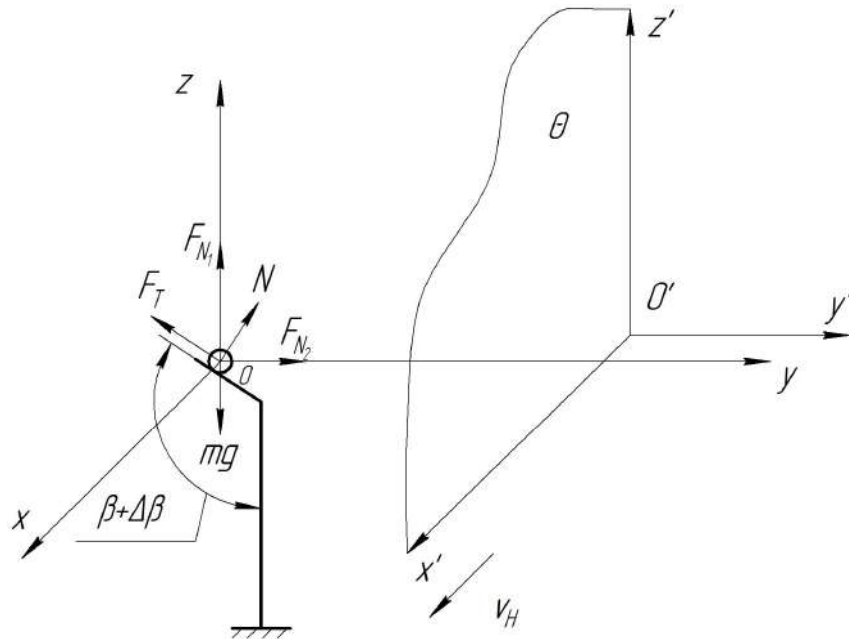


Рисунок 14 – Схема сил, що діють на шкідника під час наїзду пневмопристрою

Спочатку визначимо умову відривання в системі координат $ZOXY$. Кут нахилу стебла $\beta' = \beta + \Delta\beta$.

$$\begin{aligned} \sum F_Z &= m \cdot a_{0Z}; & N \cdot \cos(\pi - \beta') + F_T \cdot \sin(\pi - \beta') - mg + F_{N_1} &= m \cdot a_{0Z}, \\ \sum F_Y &= m \cdot a_{0Y}; & N \cdot \sin(\pi - \beta') - F_T \cdot \cos(\pi - \beta') + F_{N_2} &= m \cdot a_{0Y}, \\ \sum F_X &= 0; & 0 &= 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Визначаємо прискорення по осях:

$$\begin{aligned} m \cdot a_{0Z} &= N \cdot \cos(\pi - \beta') + F_T \cdot \sin(\pi - \beta') - mg + F_{N_1}; \\ a_{0Z} &= \frac{N \cdot \cos(\pi - \beta') + F_T \cdot \sin(\pi - \beta') - mg + F_{N_1}}{m}; \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} m \cdot a_{0Y} &= N \cdot \sin(\pi - \beta') - F_T \cdot \cos(\pi - \beta') + F_{N_2}; \\ a_{0Y} &= \frac{N \cdot \sin(\pi - \beta') - F_T \cdot \cos(\pi - \beta') + F_{N_2}}{m}; \end{aligned} \quad (4)$$

$a_{0X} = 0$, оскільки насадка рухається зі сталою швидкістю V_H ($V_H = const$).

Умова відриву шкідника:

$$\begin{aligned} mg - N \cdot \cos(\pi - \beta') - F_{N_1} &> F_T \cdot \sin(\pi - \beta') ; \\ N \cdot \sin(\pi - \beta') - mg + F_{N_2} &> F_T \cdot \cos(\pi - \beta') . \end{aligned} \quad (5)$$

Переміщення шкідника по осям OZ та OY :

$$S_{0Y} = \frac{a_{0Y} \cdot t_1^2}{2} ; \quad (6)$$

$$S_{0Z} = \frac{a_{0Z} \cdot t_1^2}{2} , \quad (7)$$

де t_1 – час, який потрібен на відрив шкідника від стебла (визначається експериментально), с.

Розглянемо політ шкідника після відриву від стебла (схема сил показана на рис. 12).

Рівняння сил та прискорення по осям:

$$\sum F_Y = m \cdot a_Y ; \quad m \cdot a_Y = F_{N_2} \Rightarrow a_Y = \frac{F_{N_2}}{m} ; \quad (7)$$

$$\sum F_Z = m \cdot a_Z ; \quad m \cdot a_Z = F_{N_1} - mg \Rightarrow a_Z = \frac{F_{N_1} - mg}{m} . \quad (8)$$

Закон переміщення шкідників в параметричній формі:

$$S_Z = V_{0Z} \cdot t_1 + \frac{a_Z \cdot t_1^2}{2} ; \quad (9)$$

$$S_Y = V_{0Y} \cdot t_1 + \frac{a_Y \cdot t_1^2}{2} , \quad (10)$$

де

$$a_Y = \frac{F_{N_2}}{m} ;$$

$$a_Z = \frac{F_{N_1} - mg}{m} ;$$

F_{N_1} – вертикальна складова сили всмоктування

$$F_{N_1} = k \cdot \rho_C \cdot f \cdot V_1^2 ; \quad (11)$$

F_{N_2} – горизонтальна складова сили всмоктування

$$F_{N_2} = k \cdot \rho_C \cdot f \cdot V_2^2 ; \quad (12)$$

$$N = m \cdot g \cdot \sin \beta ; \quad (13)$$

$$F_T = \mu \cdot m \cdot g \cdot \cos \beta ; \quad (14)$$

f – міделевий перетин шкідника, м²;

μ – коефіцієнт тертя шкідника об стебло $\mu = 0,72 - 0,77$;

V_1 – вертикальна складова швидкості повітряного потоку, м/с;

V_2 – горизонтальна складова швидкості повітряного потоку, м/с;

ρ_C – густина середовища (повітря), кг/м³;

k – коефіцієнт опору під час всмоктування.

Повернемося до рухомої системи координат $Z'O'X'Y'$.

За час t насадка проходить відстань $S_x = V_H \cdot t$, тоді абсолютна швидкість повітряного потоку:

$$V = \sqrt{V_{нов}^2 + V_H^2 - 2 \cdot V_{нов} \cdot V_H \cdot \cos \alpha}, \quad (15)$$

де V_H – швидкість повітря біля щілини (швидкість всмоктування);

V_H – швидкість руху насадки;

α – кут між векторами \vec{V}_H та $\vec{V}_{нов}$

$$\alpha = \arctg \frac{S_Y}{S_X} = \frac{R}{V_H \cdot t}; \quad (16)$$

R – відстань від вертикальної осі симетрії до щілини;

t – час за який пневмопристрій проходить (обробляє) один кущ.

Швидкість повітря $V_{нов}$ в щілинах всмоктуючої частини пристрою визначає ефективність її роботи і знаходиться із умов відриву (5) шкідника за виразом:

$$V_{нов} > \sqrt{\frac{\mu \cdot \sin(\pi - \beta') \cdot m \cdot g}{\cos((\pi - \beta') - 1) \cdot k \cdot \rho \cdot f}}, \quad (17)$$

де m – маса найважчого шкідника, кг;

ρ – густина середовища (повітря), $\rho = 1,2 - 1,22$ кг/м³;

k – коефіцієнт опору під час всмоктування, $k = 0,7 - 0,75$.

Тоді абсолютна швидкість повітряного потоку розраховується за формулою:

$$V = \sqrt{V_{нов}^2 + V_H^2 - 2 \cdot V_{нов} \cdot V_H \cdot \cos \frac{R}{V_H \cdot t}} \quad (18)$$

Одним з основних параметрів, який суттєво впливає на процес збирання шкідників, є радіус пневмопристрою (рис. 15). Під час

обґрунтування значення радіусу враховані наступні особливості роботи пристрою: пристрій повинен охоплювати найбільший кущ по висоті, тобто $R > h_c$, а також бути ширшим за кущ – для унеможливлення струшування шкідників; висота встановлення h_0 пристрою повинна враховувати нерівності поля та місцезнаходження шкідників.

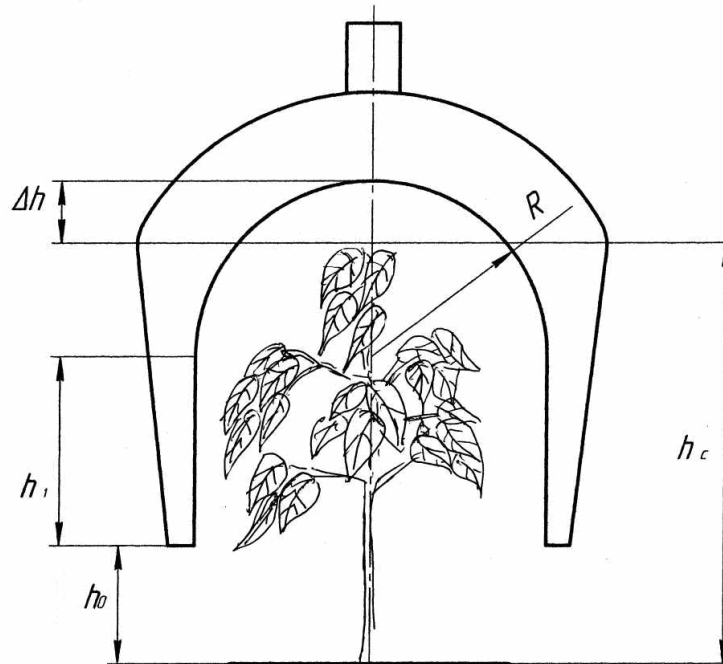


Рисунок 15 – Схема до визначення радіусу пневмопристрою для збирання шкідників

Враховуючи форму куща вибираємо пристрій виконаний підковоподібним [17, 19], в перерізі, перпендикулярно до вісі рядка. Радіус пристрою R (рис. 15) можна визначити теоретично наступним чином:

$$\begin{aligned} R + h_1 + h_0 &= h_c + \Delta h, \\ R &= (h_c - h_1 - h_0) + \Delta h, \end{aligned} \quad (19)$$

де h_c – висота найбільшого куща, м;

h_1 – довжина щоків, м;

Δh – зазор між листям куща та поверхнею пристрою, який не дозволить листю перекрити щілини, $\Delta h = 0,010 - 0,025$ м;

h_0 – висота встановлення пристрою над рівнем ґрунту, м.

Ширина щілини залежить від параметрів шкідників і може бути визначена через його еквівалентний діаметр:

$$t_{щ} = d_e = \sqrt[3]{L_{шк} \cdot B_{шк} \cdot T_{шк}}, \quad (20)$$

де $L_{шк}$ – довжина шкідників (максимальний розмір), м;

$B_{шк}$ – ширина шкідників (середній розмір), м;

$T_{шк}$ – товщина шкідників (найменший розмір), м.

Отримані рівняння переміщення шкідника по осям дозволяють визначити конструктивні параметри пневмопристрою.

Під час чисельного експерименту за допомогою пакету прикладних програм на ПК отримали наступні графічні залежності (рис. 16-18).

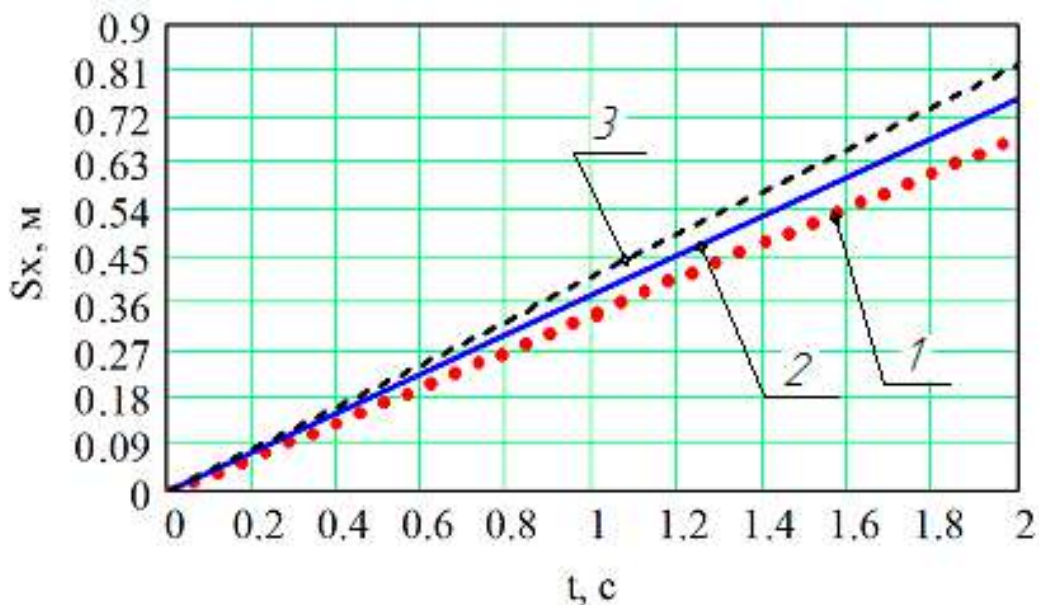


Рисунок 16 – Переміщення шкідників по осі Ox :

- 1 – переміщення шкідника по осям відповідно з масою 6 мг;
- 2 – переміщення шкідника по осям відповідно з масою 10 мг;
- 3 – переміщення шкідника по осям відповідно з масою 16 мг

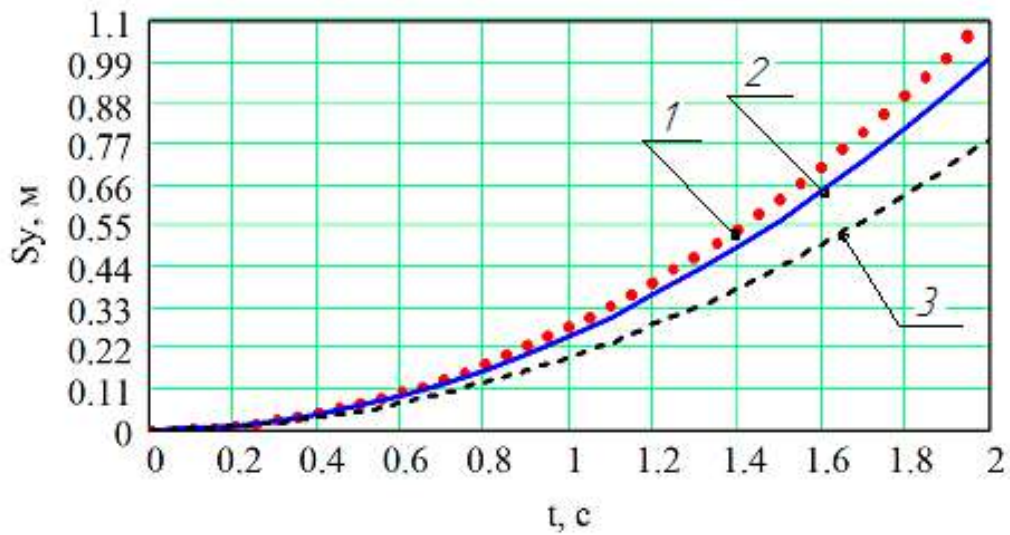


Рисунок 17 – Переміщення шкідників по осі OY

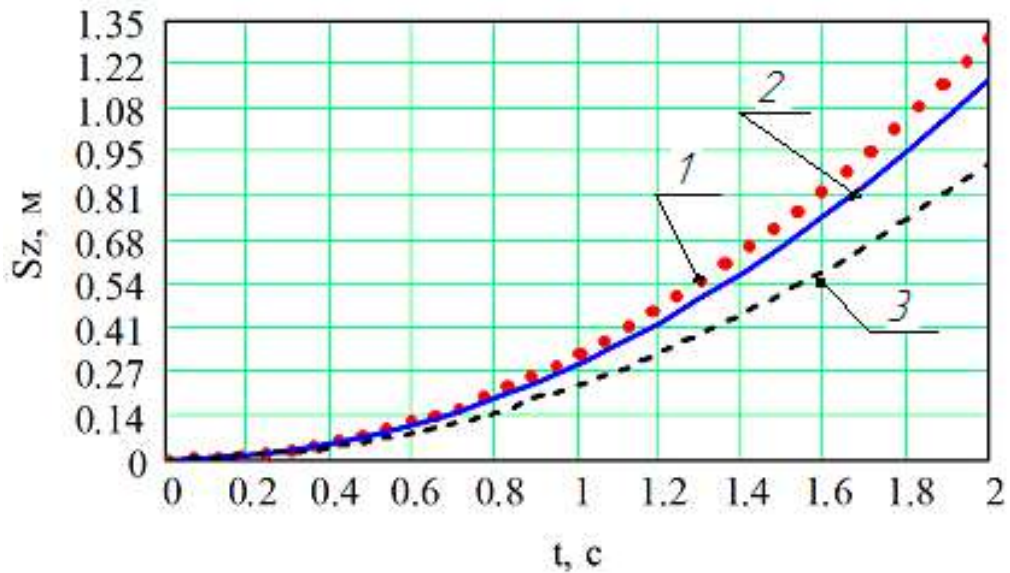


Рисунок 18 – Переміщення шкідників по осі OZ

Враховуючи, що R величина стала, то згідно рис. 19:

- S_Z покаже верхню точку щілини;
- S_Y покаже кут нахилу щілини;
- траєкторія руху шкідника по осі OX S_X покаже довжину щілини

$$L_{щ} = \frac{S_x}{\cos(\arctg(S_Y/S_X))}$$

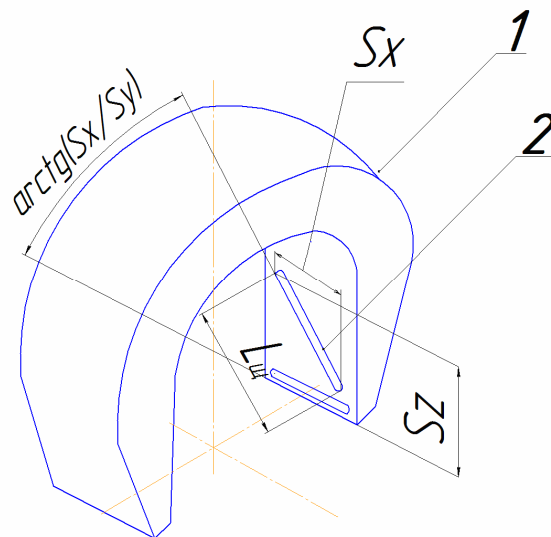


Рисунок 19 – Схема для визначення параметрів пневмопристрою:
1 – пневмопристрій; 2 – щілина

Згідно досліджень Г.А. Максимова [20] обираємо наступне розташування щілин з урахуванням спектра швидкостей (рис. 20).

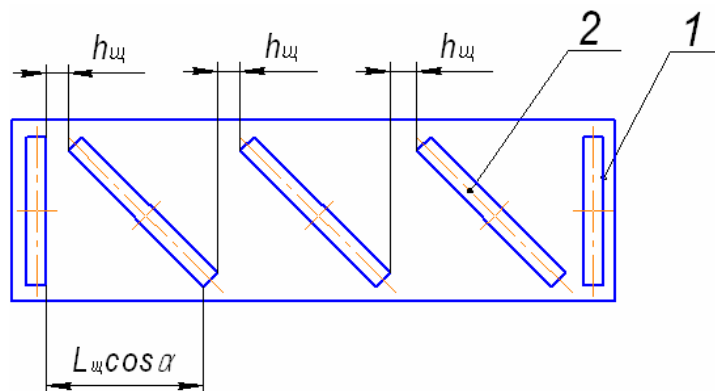


Рисунок 20 – Схема розташування щілин:
1 – пряма нижня щілина; 2 – похила щілина

Кількість щілин визначається за формулою:

$$z = \frac{\pi \cdot R + 2 \cdot h_1}{t_{щ} + h_{щ} + L_{щ} \cdot \cos \alpha}, \quad (21)$$

де $h_{щ}$ – крок між щілинами, м $h_{щ} = t_{щ}$

h_1 – висота прямої ділянки пневмопристрою, м.

Отримані теоретичні залежності дозволяють визначити параметри щілини, а також її положення на площині пневмопристрою.

5. ВИЗНАЧЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ УЛОВЛЮВАННЯ ШКІДНИКІВ

Основним параметром роботи пневматичної насадки є ефективність уловлювання шкідників з поверхні листя пасльонових культур. Однією з суттєвих проблем уловлювання є реакція шкідника на небезпеку – скручування у кільце і скочування з листя (для личинок колорадського жука) або зістрибує з поверхні листя на ґрунт (для дорослого жука). Врахування цієї проблеми актуально, бо основною задачею роботи пневмопристрою і пневмодезинсектора в цілому є уловлювання як можна більшої кількості шкідників з поверхні рослин. Так як пневмопристрій встановлюється на висоту h_0 від поверхні поля, а форма та розташування щілин не дозволяють всмоктувати шкідників з ґрунту. Проаналізувавши біонічні особливості поведінки колорадського жука [21,22] під час виникнення небезпеки (спроби його уловити), виявлено наступні фактори, які виникають у шкідника при відчутті небезпеки:

- гучний шум (шум від працюючого двигуна трактора та від пневмопристрою);
- зміна освітлення поверхні листя рослини (тінь від агрегату);
- дії, що призводять до коливання листя (струшування при зачепленні куща, дію всмоктуючого поля, що виникає попереду пневмопристрою).

Тому необхідно теоретично визначити ефективність уловлювання шкідника пневмопристроєм на межі ефективної дії всмоктуючого поля, що виникає попереду нього, з урахуванням факторів його поведінки.

При вирішенні поставленої задачі прийнято припущення, щодо заміни похилих щілин однією щілиною з площею еквівалентною площі усіх щілин.

Розглянемо вплив дії всмоктуючого поля вздовж вісі пристрою (вісь розрізаного циліндра, форму якого за припущенням представляє собою пристрій в просторі), тобто там де вплив є не сприятливим ефективному уловлюванню.

Оскільки систему уловлювання можна розглянути, як циліндричну (пристрій – розрізаний по вісі циліндра, а поверхня ґрунту – площина паралельна до площі перерізу циліндра), тоді відповідно [23] співвідношення швидкостей v/v_0 прямо пропорційне.

$$\frac{V}{V_0} = 1 - \frac{\frac{l}{R}}{\sqrt{1 + \left(\frac{l}{R}\right)^2}}, \quad (22)$$

де V_0 – швидкість всмоктування в центрі пристрою, м/с;

V – швидкість всмоктування на вісі в точці віддаленій на відстані l від центра пристрою (рис. 21), м/с.

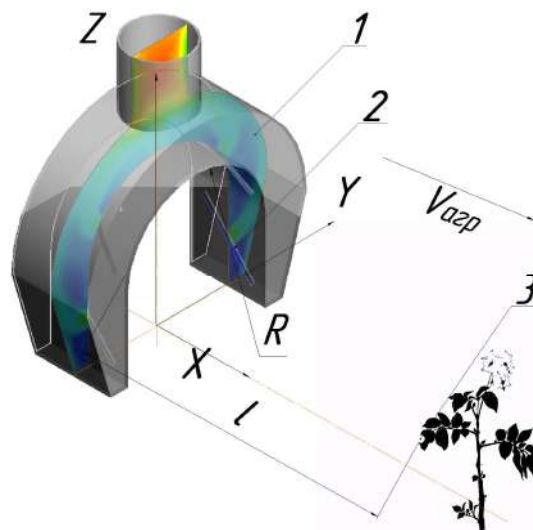


Рисунок 21 – Розміщення куща із шкідниками відносно пневмопристрою:

1 – пневмопристрій; 2 – щілина; 3 – кущ із шкідником

Реагування шкідника на відчуття небезпеки застосовано за аналогією з реагуванням датчика на сигнал збудження, тобто переведення його із режиму очікування в режим спрацювання. В нашому випадку сигналом збудження є поява працюючої пневматичної насадки пневмодезинсектора над об'ємом куща на якому розташовані шкідники. Тому введений показник реагування шкідника на відчуття небезпеки дозволить врахувати параметри роботи пневмопристрою (особливо дію всмоктуючого поля) і

пневмодезинсектора в цілому (швидкість руху) з біонічними властивостями шкідників.

Представимо реагування шкідника на відчуття небезпеки $Q(F(l))$ у вигляді степеневого ряду.

$$Q(V(l)) = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n K_i \cdot \left(\frac{V}{V_0} \right)^i = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n K_i \cdot \left(1 - \frac{\frac{l}{R}}{\sqrt{1 + \left(\frac{l}{R} \right)^2}} \right)^i, \quad (23)$$

де K – коефіцієнт степеневого ряду.

Аналіз відношення $\frac{V}{V_0}$ показує, що перші члени степеневого ряду є більш значимі, особливо при збільшенні l , тому що

$$\frac{V}{V_0} \leq 1.$$

Для спрощення розрахунку обмежуємося $n = 1$, тоді

$$Q(V(l)) \cong K \cdot \left(1 - \frac{\frac{l}{R}}{\sqrt{1 + \left(\frac{l}{R} \right)^2}} \right). \quad (24)$$

На функцію накладаємо наступні обмеження:

$$\begin{cases} \int_0^{\infty} Q(V(l)) dl = 1 \\ Q(V(l)) \geq 0 \end{cases}.$$

Значення коефіцієнта K знаходимо з

$$\int_0^{\infty} K \cdot \left(1 - \frac{\frac{l}{R}}{\sqrt{1 + \left(\frac{l}{R} \right)^2}} \right) \cdot dl = 1,$$

тоді

$$K = \frac{1}{R}. \quad (25)$$

Отже маємо реакцію шкідника на небезпеку

$$Q(V(l)) = \frac{1}{R} \cdot \left(1 - \frac{\frac{l}{R}}{\sqrt{1 + \left(\frac{l}{R}\right)^2}} \right). \quad (26)$$

Наступним етапом є визначення закону розподілу шкідників по висоті розміщення на пасльонових культурах. Для вирішення цієї задачі вводимо припущення, щодо представлення куща пасльонової культуру у вигляді кулі на якій знаходяться шкідники (рис. 22).

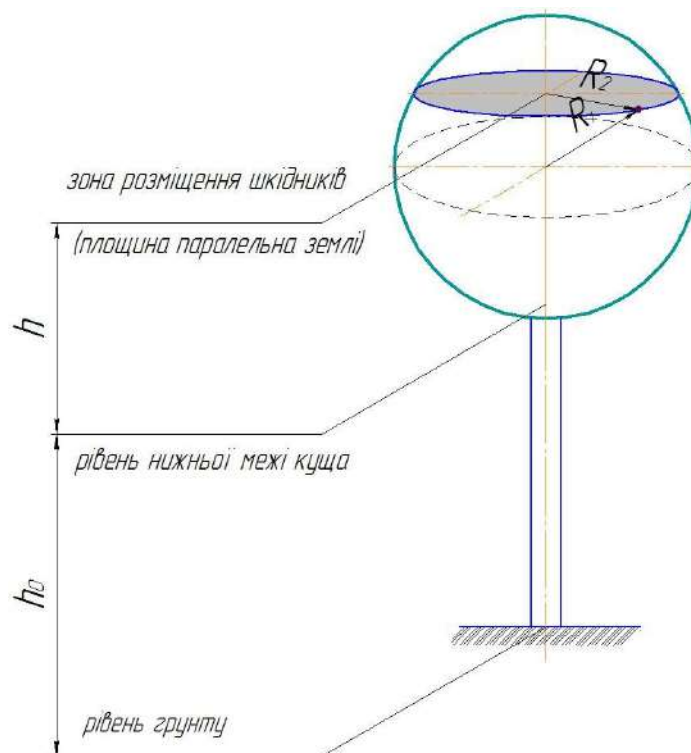


Рисунок 22 – Зона розташування шкідника в кущі пасльонових культур:

R_1 - умовний радіус куща; R_2 - умовний радіус горизонтального перерізу куща нижче або вище діаметра на висоті h від нижньої границі пристрою (рівень знаходження шкідників на листовому покріві куща).

При максимальних розмірах куща

$$R = 2 \cdot R_1, \quad (27)$$

де R - радіус пневмопристрою, м.

Враховуючи, що шкідники рівномірно розміщені по всьому об'ємі куща, розподіл шкідників в залежності від висоти, визначається:

$$D(h) = \frac{(R_2 - h)^2}{\frac{4}{3} \cdot R_1^3}. \quad (28)$$

Оскільки за даних умов

$$R_2^2 = 2 \cdot R_1 \cdot h - h^2, \quad (29)$$

то підставляючи значення радіуса R_1 (27) та R_2 (29) у вираз (28), отримаємо

$$D(h) = 6 \cdot \frac{R \cdot h + h^2}{R^3}. \quad (30)$$

при $0 \leq h \leq R$, інакше $D(h) = 0$.

Проекція швидкості, з якою шкідник всмоктується з поверхні куща, на вісь OX є набагато меншою за швидкість руху агрегату $V_{всм} \ll V_{арп}$ і її вплив на ефективність уловлювання не суттєвий. Отже координата z , з якої уловлюється шкідник, визначається з наступного виразу:

$$z = h_0 + g \cdot \frac{t^2}{2} = h_0 + \frac{g}{2} \cdot \left(\frac{l}{V_{арп}} \right)^2. \quad (31)$$

Виходячи з вищевказаного знайдемо ефективність уловлювання:

$$E \geq \int_0^{\infty} dl \int_{\frac{g \cdot l^2}{2 \cdot V_{арп}^2} + h_0}^R Q(l) \cdot D(h) \cdot dh. \quad (32)$$

Проводячи дослідження за допомогою пакету прикладних програм на ПК отримали наступну графічну залежність (рис. 23).

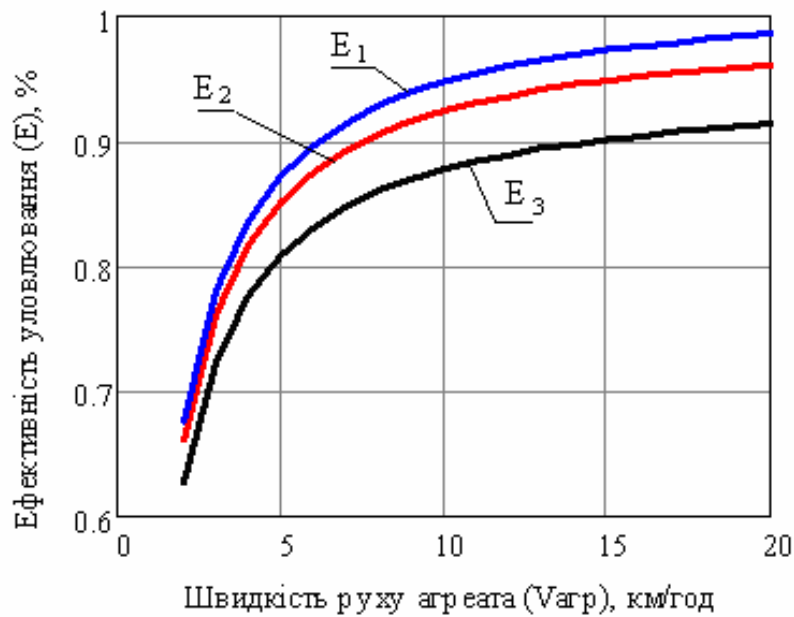


Рисунок 23 – Теоретичне значення ефективності (E) уловлювання від швидкості руху агрегату V_{agr} :

E_1 – ефективність уловлювання шкідника масою 16 мг;

E_2 – ефективність уловлювання шкідника масою 10 мг;

E_3 – ефективність уловлювання шкідника масою 6 мг.

Отримана залежність (32) на графіку (рис. 23) показує, що ефективність уловлювання залежить від швидкості руху агрегату і раціональне значення ефективності уловлювання знаходиться в межах $E = 92-97\%$ при $V_{agr} = 8 - 18$ м/год. При збільшенні швидкості руху падає керованість агрегату, тому оптимальна швидкість агрегату знаходиться в межах $V_{agr} = 8 - 10$ км/год.

6. ОБҐРУНТУВАННЯ ЗОНИ ДІЇ ПНЕВМОПРИСТРОЮ НА ОБРОБЛЮВАНУ РОСЛИНУ

Для можливості подальшого удосконалення конструкції пристрою для збирання шкідників необхідно знати межі зони його дії на оброблювану рослину (для пасльонових культур – кущ картоплі).

Під час роботи збирального агрегату по мірі наїзду на кущ нові його частини вступають у зону всмоктування і збору шкідників.

Схематично це можна представити як переміщення деякої площини перерізу напівсфери куца радіуса r перпендикулярної до вектора швидкості переміщення агрегату V_{agr} (рис. 24) [24]. Таким чином все більша кількість шкідників потрапляє в зону дії всмоктувального робочого агрегату.

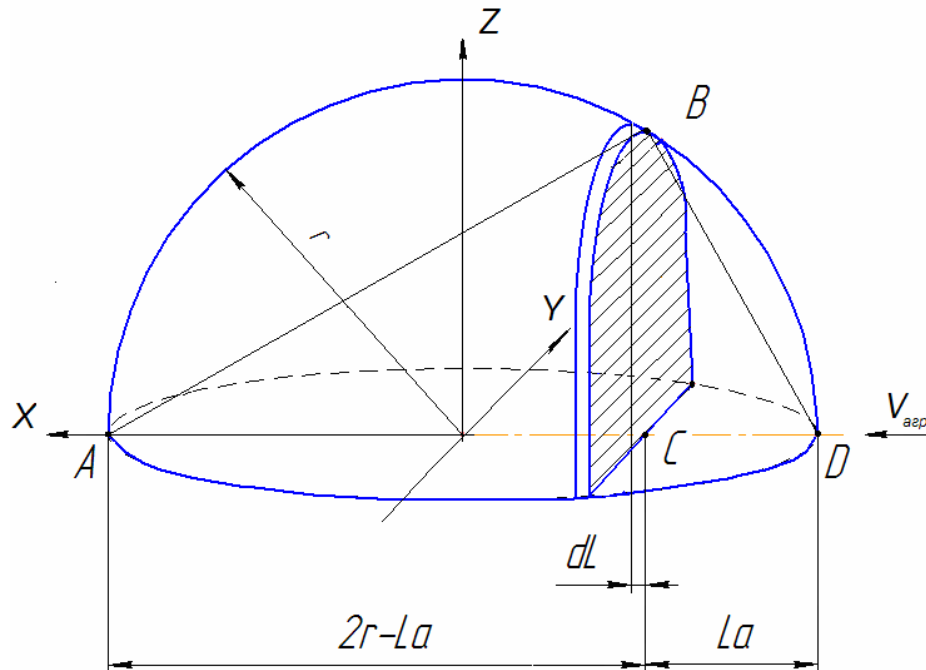


Рисунок 24 – Схема поступового збільшення зони дії пристрою для збирання шкідників

Під час дослідження процесу збору шкідників обрані наступні припущення:

- куц схематично представлений у вигляді напівсфери радіусом r ;
- шкідники по об'єму куца розподіляються рівномірно зі щільністю q ;
- при відриві шкідника від поверхні листка і його руху до щілини пристрою для збирання шкідників обертання самого шкідника навколо власного центру маси не відбувається;
- пристрій для збирання шкідників рухається з постійною швидкістю, рівною швидкості агрегату V_{agr} .

З урахуванням припущення стосовно рівномірності розподілу шкідників по об'єму куца постає задача визначення закономірності зміни кількості шкідників, які потрапляють у зону дії роботи

всмоктувального пристрою, для обґрунтування його конструктивних і технологічних параметрів.

Із представленої схеми (рис. 24) видно, що площа перетину пристроєм для збирання шкідників куща спочатку збільшується досягаючи максимуму в центрі сфери (куща), а потім зменшується до нуля. При цьому об'єм куща, що обробляється, весь час збільшується.

Для визначення залежності величини площі перетину від шляху L_a , який пройшов робочий орган над кущем, розглянуто два спряжених трикутники $\triangle ABC$ і $\triangle BCD$. На підставі того що кут $\angle B$ завжди прямий і опирається сторонами AB і BD на діаметр сфери, вказані трикутники є подібними.

Виходячи з цього:

$$\frac{AC}{CB} = \frac{CB}{CD} \quad (33)$$

Сторона CB є радіусом кола, що утворюється січенням сфери. Тоді маємо:

$$CB = \rho \quad (34)$$

Сторона CD є шляхом L_a , який проходить збиральний агрегат за час роботи t_p

$$CD = L_a = V_{aep} \cdot t_p \quad (35)$$

Підставляючи значення сторін трикутників (33, 34) в (35) отримаємо:

$$\rho = \sqrt{(2r - L_a) \cdot L_a} \quad (36)$$

Відповідно площа перетину куща дорівнює:

$$S_v = \frac{1}{2} \cdot \pi (2r - L_a) L_a \quad (37)$$

Рівняння (37) встановлює зв'язок між шляхом пройденим агрегатом над кущем і площею його перетину. Зміна площі перетину від шляху L_a , пройденного пневматичною насадкою над кущем представлено на рис. 25.

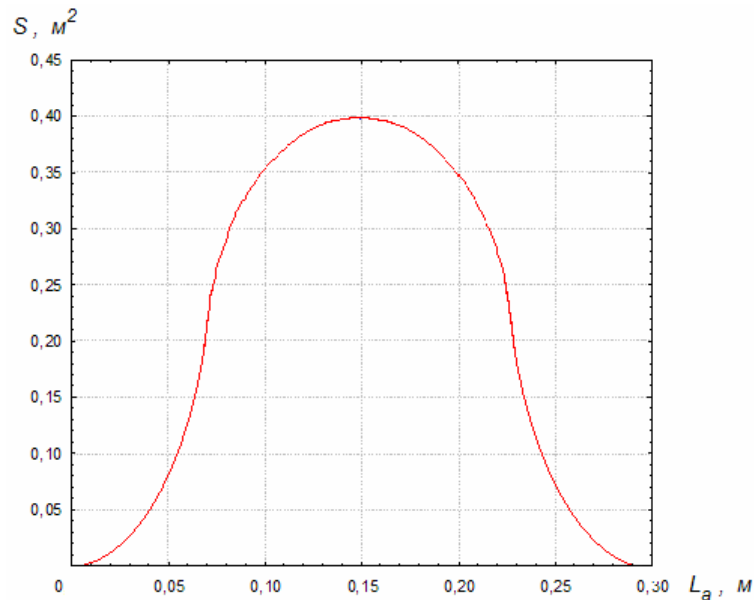


Рисунок 25 – Залежність зміни площі перетину куща від переміщення пристрою для збирання шкідників ($r=0.15\text{м}$)

Згідно графіку (рис. 25) максимум S досягається при шляху $L_a=r$, тоді з рівняння (37) отримаємо:

$$S_{\max} = \pi \cdot (2r - r) \cdot r = \pi \cdot r^2, \quad (38)$$

або з рівняння (36) маємо:

$$\rho = \sqrt{(2r - r)r} = r.$$

Таким чином радіус перерізу дорівнює радіусу сфери куща.

Оскільки переміщення в сфері складає $L_a=2r$, з рівняння (36) отримаємо:

$$\rho = \sqrt{(2r - 2r)2r} = 0. \quad (39)$$

Відповідно і площа перерізу дорівнює нулю ($S=0$), тоді пристрій для збирання шкідників повністю пройшов кущ, що обробляється.

Встановлена закономірність зміни перерізу суттєво впливає на розподіл навантаження, яке припадає на пристрій для збирання шкідників. Враховуючи прийнятий рівномірний розподіл шкідників по об'єму куща зі щільністю q , визначаємо що їх кількість в елементарному об'ємі куща буде тим більша, чим більша усереднена площа вибраного елементарного об'єму. Розглянемо можливу кількість шкідників в елементарному об'ємі (рис. 24)

$$dM = q_v \cdot S_v \cdot dL_a \quad (40)$$

де dM - кількість шкідників в елементарному об'ємі.

Підставляючи в рівняння (40) значення площі перерізу з рівняння (35), отримуємо:

$$dM = \frac{1}{2} q_v \cdot \pi (2r - L_a) \cdot L_a \cdot dL_a \quad (41)$$

Рівняння (40) фізично відображає кількість шкідників, що потрапили в елементарний об'єм площею S_L і товщиною dL_a .

Представимо рівняння (38) у вигляді:

$$J = M' = \frac{dM}{dL_a} = \frac{1}{2} q_v \cdot \pi (2r - L_a) \cdot L_a \quad (42)$$

Залежність (42) є диференційованою функцією розподілу шкідників при переміщенні пристрою для збирання шкідників з постійною швидкістю V_{agr} . Її графік аналогічний графіку, представленого на рис. 25 і показує як змінюється кількість шкідників, що збирається агрегатом в залежності від його переміщення. Рівняння (42) є диференційованим рівнянням першого порядку з розподіляючими змінними. Його рішення визначає інтегральну функцію розподілу шкідників в залежності від шляху переміщення пристрою для збирання шкідників над кущем. Рішення рівняння має вигляд:

$$dM = q_v \cdot \pi \cdot r \cdot L_a \cdot dL_a - \frac{1}{2} q \cdot \pi \cdot L_a^2 \cdot dL_a; \quad (43)$$

$$\int_{(M)} dM = q_v \cdot \pi \cdot r \cdot \int_0^{2r} L_a \cdot dL_a - \frac{1}{2} q \cdot \pi \cdot \int_0^{2r} L_a^2 \cdot dL_a; \quad (44)$$

$$M = \frac{1}{2} q_v \cdot \pi \cdot r \cdot L_a^2 \Big|_0^{2r} - \frac{1}{6} q \cdot \pi \cdot L_a^3 \Big|_0^{2r} \quad (45)$$

Після підставлення границь і перетворень маємо:

$$M = \frac{2}{3} q_v \cdot \pi \cdot r^3 \quad (46)$$

Результат відображає кількість шкідників в об'ємі напівсфери куща рівномірно розміщених з щільністю q .

Для аналізу зміни щільності зібраних шкідників, що потрапили в зону пристрою для збирання шкідників, залежно від шляху, який він пройшов над кущем, отримана залежність (46), аналіз якої представлений на рис. 26.

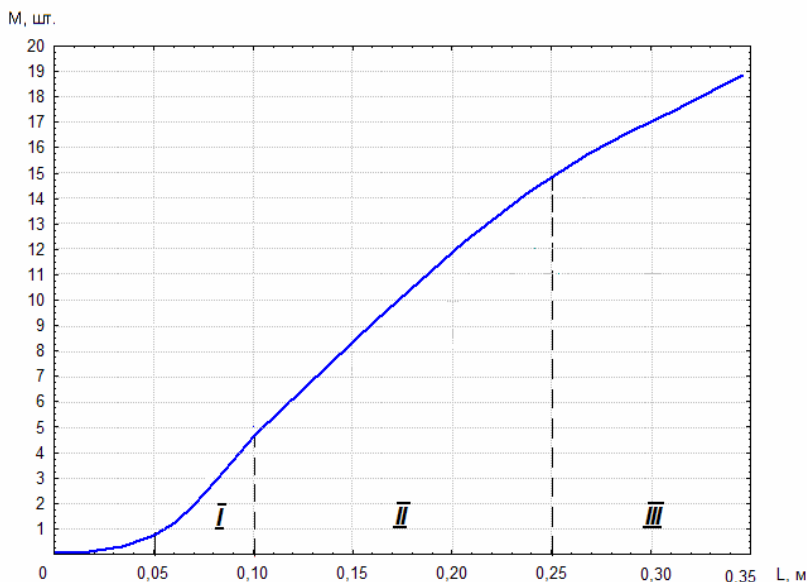


Рисунок 26 – Залежність зміни кількості шкідників, що потрапляють в зону присмоктування пристроєм для збирання шкідників, від шляху, який він проходить над кущем ($q_v = 2000$ шт/м³; $r = 0.15$ м)

Із графіка видно три характерні ділянки зміни кількості шкідників, що знаходяться під впливом пристрою для збирання шкідників. Перша з них ($V_{arp} \leq 0,1$ м) відповідає швидкому росту кількості шкідників. Друга в межах $0,25 \text{ м} \geq L_a \geq 0,1$ м відображає, практично, лінійне зростання шкідників. Третя при $L_a > 0,25$ м характеризує гальмування приросту кількості шкідників і стабілізацію їх значення на максимальному рівні, що відповідає їх загальній кількості на кущі, який обробляється.

В цілому слід зауважити, що незважаючи на складний характер залежності, яка є інтегральною функцією накопичення шкідників, їх кількість зі збільшенням шляху переміщення робочого органу в кущі також збільшується. Мінімальна кількість спостерігається при $L_a = 0$. Тоді, як видно з рівняння (44) $M = 0$. Максимальна кількість відповідає шляху робочого агрегату $L_a = 2r$ і визначається рівнянням (45).

Таким чином, на основі проведених теоретичних досліджень можна стверджувати, що розроблена конструкція пневмопристрою для збирання шкідників може в повному обсязі забезпечити якісне виконання технологічного процесу дезинсекції рослин пасльонових культур.

7. ПІДСУМКИ

1. На основі аналізу роботи найпоширеніших пристроїв для збирання шкідників з'ясовано, що жодна конструкція не може в повному обсязі задовольнити вимоги по мінімальному травмуванню рослин та максимальній кількості зібраних шкідників.

2. Аналітично досліджена детермінована математична модель руху шкідників у повітряному потоці пневмопристрою пневмодезинсектора. Виявлено, наступні закономірності: траєкторія руху шкідників по вертикалі (вісь OZ) покаже верхню точку початку щілини; траєкторія руху шкідника по осі OY – кут нахилу щілини; а траєкторія руху шкідника по осі OX – довжину щілини. Задаючись максимальною та мінімальною масою шкідника можна визначити положення і розміри щілини.

3. Швидкість повітря в щілинах всмоктуючої насадки визначає ефективність її роботи. При великій швидкості повітря жуки потрапляють до щілини і відсмоктуються разом з повітряним потоком, а при зменшенні швидкості вони падають на землю. Щоб мінімізувати пошкодження рослини швидкість всмоктуючого потоку повинна бути як умога меншою, але завжди більшою швидкості витання шкідника. Рациональне значення швидкості всмоктуючого потоку 40 м/с.

4. Ефективність уловлювання залежить від швидкості руху агрегату, велика швидкість запобігає можливості шкідникові уникнути всмоктування пневмористроєм. Встановлено, що рациональне значення ефективності вловлювання знаходиться в межах $E=92-94\%$ при $V_{agr} = 8-10$ км/год.

5. В результаті проведених теоретичних досліджень отримано залежність зміни площі перетину куща від переміщення пристрою

для збирання шкідників (рівняння 37), а також, з'ясовано, що максимальна кількість шкідників буде зібрана пристроєм після проходу трьох ділянок зони його дії на оброблюваний кущ (рис. 26).

6. Розроблена та запропонована конструкція пристрою для збирання шкідників (рис. 7), може дати можливість не тільки якісно виконати процес збирання шкідників пасльонових культур, а і уникнути пошкодження оброблюваної рослини але для визначення раціональних значень його конструктивних параметрів потрібні додаткові експериментальні дослідження за методикою планування експериментів.

ЛІТЕРАТУРА ДО РОЗДІЛУ

- [1] Волошина Н.М., Волошин О.С., Мостіпан Т.В. та інш. Система захисту с.-г. культур від шкідливих організмів в умовах біологізації землеробства в Кіровоградській області. – Кіровоград, 1991. – 40 с.
- [2] Довідник із захисту рослин / Л.І. Бублик, І.І.Васечко, В.П. Васильєв та ін.; За ред. М.П. Лісового. – К.: Урожай, 1999. – 744с.
- [3] Науково-обґрунтована система ведення агропромислового виробництва в Кіровоградській області / Савранчук В.В. Семеняка І.М., Мостіпан М.І. та ін. – Кіровоград: ПП "Ліра ЛТД", 2005. – 264с.
- [4] Руденко І.Є., Зубанов А.П., Шербинін Б.М., Чаленко В.В. Боротьба із шкідниками пневматичним способом // Захист рослин. – 1991. – №10. – С. 16
- [5] Бендера І.М., Бондзяк В.І. та ін. Пристрій для збирання колорадського жука // Наукові розробки, рекомендовані виробництву / Хмельницький ЦНТЕІ, 1996. – С. 46.
- [6] Пристрій для збирання комах: А.с. 1530158. МКИ А 01 М5/08./ Н.С. Куликов, А.Ф. Братусь, О.М Вінтер – №4681253/15; Заявл. 20.04.89; Опубл. 30.10.91. Бюл. №40
- [7] Khelifi, M., Laguë C., Lacasse B. Pneumatic control of insects in plant protection. // Physical control methods in plant protection.– С. Vincent, B. Panneton et F. Fleurat-Lessard, eds. Springer-Verlag Berlin /INRA, Paris, 2001.– P. 261–269.
- [8] Lacasse B., Lague C., Khelifi M. and Roy P.M. Effects of airflow velocity and travel speed on the removal of Colorado potato beetles from potato plants // Canadian Agricultural Engineering –Vol. 40. – 1998. –N 4.– P. 265–272.
- [9] Rifai M. N., Taborsky V., Hodik M. Evaluation of pneumatic bio-collector and thermal propane flamer for the control of Colorado potato beetle (*Leptinotarsa decemlineata*) // Zemedelska Technika.– UZPI (Czech Republic).– Vol. 43.– 1997.–N 4.– P. 153–157

- [10] Матяш В. Про виробництво екологічно чистих продуктів, або як колорадського жука знищити без хімії // Пропозиція. – 2002. –№2. – С.70–72.
- [11] Rifai M. N., Lacko-Bartosova M., Minar M., Possibilities for Non-chemical Control of Colorado Potato Beetle // Acta Technologica Agriculturae, Slovaca Universitas Agriculturae Nitriae, 1998.– P. 24–27.
- [12] Руденко І.Є., Зубанов О.П., Шербинін Б.М., Чаленко В.В. Боротьба із шкідниками пневматичним способом // Захист рослин. – 1991.–№10.– С. 16
- [13] Vincent C. and G. Boiteau. Pneumatic control of agricultural insect pests. // Physical Control Methods in Plant Protection/La Lutte Physique en hytoprotection, eds. C. Vincent, B. Panneton and F. Fleurat-Lessard, New York: Springer-Verlag, 2001.– P. 270–281.
- [14] Матяш В. Про виробництво екологічно чистих продуктів, або як колорадського жука знищити без хімії // Пропозиція. – 2002. –№2. – С.70–72.
- [15] Lacasse, B., Laguë C., Khelifi M., Roy P.M., Bourassa S., Cloutier C. Pneumatic control of Colorado potato beetle populations // Physical control methods in plant protection.– C. Vincent, B. Panneton et F. Fleurat-Lessard, eds. Springer-Verlag Berlin /INRA, Paris, 2001.– P. 282–293
- [16] Rifai M. N., Lacko-Bartosova M., Minar M., Possibilities for Non-chemical Control of Colorado Potato Beetle // Acta Technologica Agriculturae, Slovaca Universitas Agriculturae Nitriae, 1998.– P. 24–27.
- [17] Насадка пристрою для збирання комах: Пат. 20158А. Україна. А01М5/08 / Онопа В.А., Петренко М.М. та ін. –№960441697; Заявл. 29.04.1996; Опубл. 25.12.1997, Бюл. №6.
- [18] Онопа В.А., Петренко М.М., Богатирьов Д.В., Кислун О.А. Детермінована математична модель руху шкідника у повітряному потоці пневматичної насадки пневмодезинсектора. Дослідження і розробка удосконаленої конструкції сошника просапної сівалки // Конструювання, виробництво та експлуатація

сільськогосподарських машин: загальнодерж. міжвід. наук.-техн. зб. - Кіровоград: КНТУ, 2006. - Вип. 38, - С. 84-89.

<http://dspace.kntu.kr.ua/jspui/bitstream/123456789/1761/1/14.pdf>

- [19] Насадка пристрою для збирання комах з рослин: Декл. пат. 8906, Україна. МКИ А01 М5/00 /Онопа В.А., Петренко М.М., Кириченко А.М., Онопа В.В.–№200502778; Заявл. 28.03.2005; Опубл. 15.08.2005, Бюл. №8.
- [20] Рябов А.В. Вентиляція виробничих приміщень, Одеса, Астропринт, 2002 – 152с.
- [21] Сасін В.А. Колорадський жук та заходи боротьби з ним. – К.: Урожай, 1975. –94с.
- [22] Яхимович Л.О. Особливості розвитку і розмноження колорадського жука // Пр. ВІЗР .–Вип.27, 1967.– С. 245–294.
- [23] Жуковський С.С., Лабай В.Й. Аеродинаміка вентиляції. Львів «Львівська політехніка», 2003. - 370с.
- [24] Онопа В.А., Артеменко Д.Ю., Бакал Р.В. Теоретичне обґрунтування зони дії пристрою для збирання шкідників пасльонових культур. Scientific Journal «ScienceRise» №10(51)2018. – С. 19-23. <http://journals.uran.ua/sciencerise/article/view/145369>

Концепція підвищення об'єктивності експертних досліджень дорожньо-транспортних пригод

Андрій Кашканов

*Вінницький національний технічний університет,
м. Вінниця, Україна*

1. СТАН БЕЗПЕКИ ДОРОЖНЬОГО РУХУ В УКРАЇНІ ЯК ЧИННИК ФОРМУВАННЯ АКТУАЛЬНИХ НАПРЯМКІВ ЕКСПЕРТИЗИ ДОРОЖНЬО- ТРАНСПОРТНИХ ПРИГОД

Безпека дорожнього руху (БДР) – це система правил та комплекс заходів і засобів, спрямовані на захист і збереження життя і здоров'я учасникам дорожнього руху, захист і збереження довкілля та майна. Основними факторами, які визначають БДР є:

- створення надійних в експлуатації транспортних засобів (ТЗ), які мають високий рівень активної і пасивної безпеки;
- своєчасне і якісне обслуговування цих ТЗ;
- рівень професійної підготовки водіїв, їх психофізіологічні властивості;
- стан та якість проїзної частини;
- якість дорожньої інфраструктури та організація дорожнього руху;
- правове та юридичне забезпечення учасників дорожнього руху;
- нагляд за дорожнім рухом, статистичний аналіз та дослідження для постійного вдосконалення системи з підтримування безпеки дорожнього руху на належному рівні.

Розширення обсягів та сфери застосування ТЗ підвищує імовірність збільшення матеріальних втрат, травматизму та смертності на дорогах, що є характерним для багатьох країн світу [1].

За даними Організації економічного співробітництва та розвитку Україна є одним з лідерів серед європейських країн за питомими показниками аварійності та наслідків дорожньо-транспортних пригод (ДТП) [2]. Незважаючи на запровадження програм, спрямованих на підвищення рівня безпеки дорожнього руху, та деякі покращення в статистиці, яких досягла Україна за останні роки, проблема ДТП є критичною, адже за результатами 2021 року в країні за добу відбувається близько 491 ДТП, в яких 85 людей травмується, а гине щонайменше 7 людей [3]. Це вимагає від України запровадження цілого комплексу завдань, спрямованих на підвищення БДР.

Причинами високого рівня аварійності на автошляхах країни є:

- недостатній рівень правової культури учасників дорожнього руху внаслідок відсутності ефективного контролю з боку поліції та неналагодженості роботи систем автофіксації порушень;
- недотримання елементарних вимог безпеки (перехід пішоходами дороги за межами облаштованих переходів; користування мобільними телефонами за кермом автомобіля; нехтування ременями безпеки; перевезення маршрутними ТЗ кількості пасажирів більшої, ніж наявність посадкових місць тощо);
- безкарність осіб, які спричинили правопорушення на транспорті;
- стан автомобільних доріг (особливо у весняний період);
- технічний стан транспортних засобів;
- відсутність єдиних правил обліку ДТП, неякісна робота структур, що збирають дорожню статистику, вивчають причини ДТП і на основі отриманих результатів досліджень створюють плани та рекомендації для практичних рішень з метою запобігання ДТП у майбутньому.

Дослідження аспектів транспортного процесу та дорожньо-транспортних пригод засновано на аналізі складної картини взаємодії ланок системи водій-автомобіль-дорога-середовище (ВАДС). ДТП можна охарактеризувати як «розлагодження» взаємодії системи ВАДС [4, 5]. Найчастіше, пригоди розвиваються за декілька секунд або за долі секунди. Переважна більшість дорожньо-транспортних

пригод спричиняється декількома причинами (рис. 1). Ці обставини значно ускладнюють аналіз ДТП, головною метою якого є виявлення умов, що сприяли пригоді, та визначення дій її учасників.



Рисунок 1 – Причинно-наслідкові зв'язки механізму ДТП

Аналіз причинно-наслідкових зв'язків механізму ДТП дозволяє виділити три основні групи причин виникнення аварійних ситуацій:

- 1 група – недотримання учасниками руху діючих Правил дорожнього руху (ПДР) та помилки водіїв в управлінні ТЗ;
- 2 група – порушення правил експлуатації ТЗ та їх несправність;
- 3 група – незадовільний стан дорожнього покриття та низький рівень організації дорожнього руху.

Розв'язання проблеми підвищення безпеки руху слід здійснювати із застосуванням системного підходу, впровадженням сучасних вимог і технологій, які містять усі ключові аспекти БДР: поведінку людини, дорожню інфраструктуру, безпеку конструкцій ТЗ, та одночасно розглядаються на етапі попередження ДТП, під час ДТП та після ДТП відповідно до загальноприйнятих у світі підходів. Сучасний стан аварійності потребує створення рекомендацій та формування заходів щодо підвищення БДР, поглибленого вивчення умов та причин дорожньо-транспортних пригод, з врахуванням затвердженого переліку завдань автотехнічної експертизи [6, 7]:

- встановлення несправностей транспортних засобів, які загрожували БДР, часу їх виникнення та причин утворення; дефініція механізму впливу несправності на виникнення та розвиток аварійної ситуації;

- визначення механізму виникнення аварійної ситуації та її елементів: траєкторії руху, швидкості руху за слідами гальмування чи пошкодженнями, відстані, подоланої транспортними засобами за певні проміжки часу, зупинного та гальмового шляхів, інших просторово-динамічних характеристик пригоди;

- встановлення відповідності дій водія транспортного засобу в даній дорожньо-транспортній ситуації (ДТС) технічним вимогам ПДР, наявності у водія технічної можливості запобігти пригоді, а також визначення причинно-наслідкового зв'язку між діями водія та обставинами дорожньо-транспортної пригоди.

Чинний закон України «Про судову експертизу» [8], визначає правові, організаційні і фінансові засади судово-експертної діяльності. Його метою є забезпечення правосуддя України кваліфікованою, об'єктивною та незалежною експертизою, яка орієнтована на широке використання досягнень науки і техніки. З нього стає зрозумілим, що проведення судової автотехнічної експертизи (САТЕ) вимагає наявності та застосування спеціальних знань в галузі психофізіології, метрології, механіки. Ці знання повинні відповідати сучасному рівню розвитку цих наук. Експерт повинен володіти знаннями теорії експлуатаційних властивостей

автомобіля [9, 10], практики водіння автомобіля, знати та вміти використовувати сучасну нормативно-технічну базу – стандарти, норми, правила.

З метою підвищення якості розслідування обставин ДТП та досягнення об'єктивного висновку під час слідства і суду Міністерством юстиції України затверджені науково-методичні рекомендації щодо підготовки та призначення експертних досліджень та судових експертиз, які передбачають перелік основних питань з автотехнічної експертизи [7]. Крім питань з рекомендованого переліку слідчим та судом можуть бути задані інші питання, що не виходять за межі компетенції експерта автотехніка. Для відповіді на означені вище питання експерту достатньо визначити ті чи інші параметри за формулами, відомими з теорії експлуатаційних властивостей автомобіля. Однак отримання достовірних результатів розрахунків можливе у разі підстановки достовірних чисельних значень вихідних розрахункових даних в формули: результатів вимірювань, параметрів та коефіцієнтів. Даний підхід є принциповим, оскільки лише у випадку достовірності вихідних даних можна гарантувати обґрунтованість, достовірність та об'єктивність висновків експерта, забезпечити можливість їхнього використання в якості доказів.

2. НЕВИЗНАЧЕНІСТЬ ВИМІРЮВАНЬ, ДОВІДКОВИХ І ЕКСПЕРТНИХ ДАНИХ ТА ЇЇ ВПЛИВ НА РЕЗУЛЬТАТИ РОЗСЛІДУВАННЯ ДОРОЖНЬО-ТРАНСПОРТНИХ ПРИГОД

Прийняття рішень під час розв'язування задач автотехнічної експертизи здійснюється в умовах неповноти інформації, інакше кажучи в умовах невизначеності [10-13].

В залежності від причин появи невизначеність поділяють на такі види (рис. 2).

Зокрема розрізняють невизначеність [14, 15]:

- кількісну, спричинену великою кількістю елементів ситуації;
- інформаційну, спричинену неточністю інформації або її недостатністю внаслідок дії соціальних, технічних чи інших причин;

- професійну, викликану недостатнім професіоналізмом особи, що приймає рішення;
- обмежувальну, причиною якої є наявність обмежень при прийнятті рішень, наприклад обмеження в засобах, коштах, часі тощо;
- вартісну через надто дорогу чи недоступну плату за визначеність;
- зовнішнього середовища, причиною якої є реакція середовища на процес прийняття рішення.

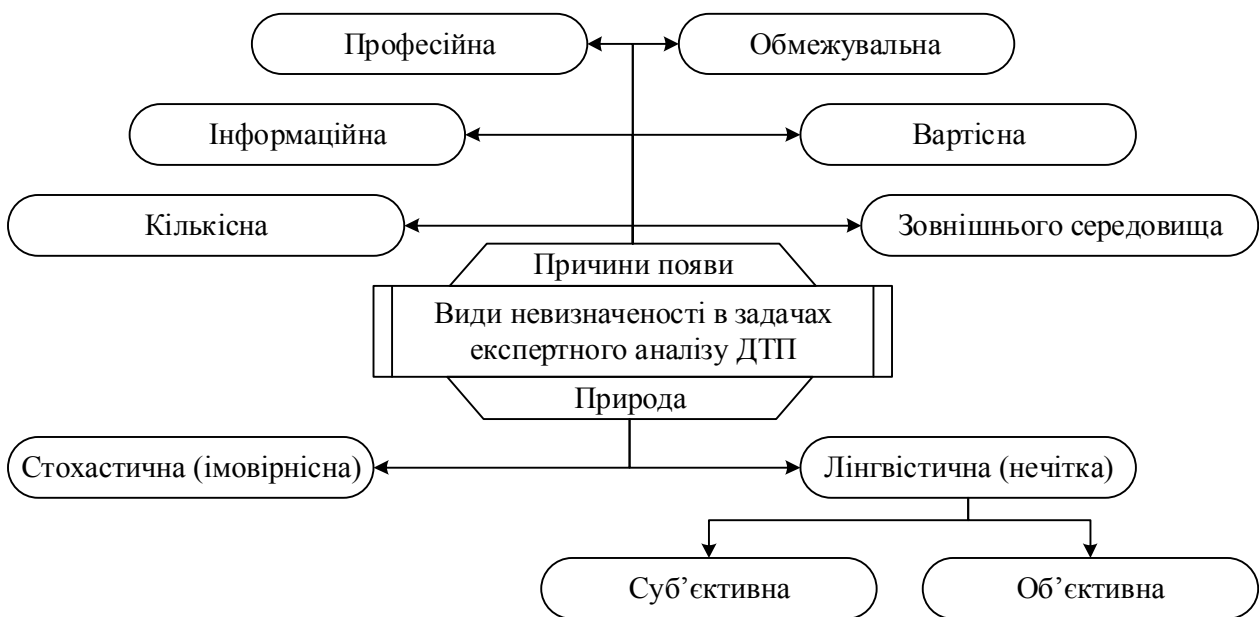


Рисунок 2 – Види невизначеності

Заразом, невизначеність може мати нечітку або стохастичну природу. В процесі прийняття рішень стохастична невизначеність з'являється під час користування даними, які мають не точні значення, а їх статистичні оцінки. Крім того, будь-якій ситуації експертного оцінювання властива нечітка невизначеність, яка може бути об'єктивною, характерною для всіх реальних величин або суб'єктивною, характерною для природи людей в цілому, та пов'язаною зі спроможністю людини оцінювати інформацію.

Оцінюванню невизначеності результатів розрахунку при реконструкції ДТП присвячено багато науково-дослідних робіт. Зокрема, дослідники переймалися питаннями ефективності існуючих методів аналізу невизначеності, застосування детермінованих методів

встановлення невизначеності, застосування імовірнісних методів визначення невизначеності, параметрична чутливість до невизначеності, невизначеність вимірювань, виконаних на місці ДТП, планування експериментів, сприйняття перешкод та його впливу на час реакції водія, невизначеності обчислення швидкості, гальмівного шляху, формул аналізу маневрування, верифікації програмного забезпечення для моделювання руху ТЗ, в тому числі роботи окремих систем (наприклад, рульового керування, приводу, підвіски, антиблокувальної системи гальм, системи курсової стійкості ТЗ), моделювання невизначеності зіткнення, невизначеність перетворення даних, записаних бортовими реєстраторами даних про події (EDR), аналізу аварійних ситуацій щодо їх попередження та розробки заходів з підвищення безпеки руху [13].

Усі методи, які застосовуються при аналізі аварійних ситуацій, можна поділити на дві основні групи [5]:

- ті, що використовують математичні моделі системи ВАДС;
- ті, що встановлюють параметри руху ТЗ на основі записів EDR.

При використанні математичних моделей системи ВАДС невизначеність залежить від точності визначення вхідних параметрів та прийнятої структури моделі, яка є лише наближенням реальності. При використанні записів бортових реєстраторів даних про події, невизначеність може бути результатом помилок вимірювання значень, що характеризують рух автомобіля та помилок в результаті обробки записаних даних.

В даний час основним методом аналізу ДТП є аналіз за допомогою математичних моделей системи ВАДС [16, 17]. При цьому застосовуються різні обчислювальні моделі: аналітичні та імітаційні, рівень складності яких може впливати на невизначеність результатів аналізу.

В практиці експертизи ДТП найчастіше доводиться визначати показники повороту та ефективності гальмування. Результати аналізу розрахункових даних з визначення похибки встановлення величини зупинного шляху в залежності від коефіцієнта зчеплення та швидкості руху ТЗ подані на рисунках 3, 4, а відносної різниці

розрахунку значень відхилення ТЗ в напрямку перпендикулярному початковому напрямку руху на рисунку 5.

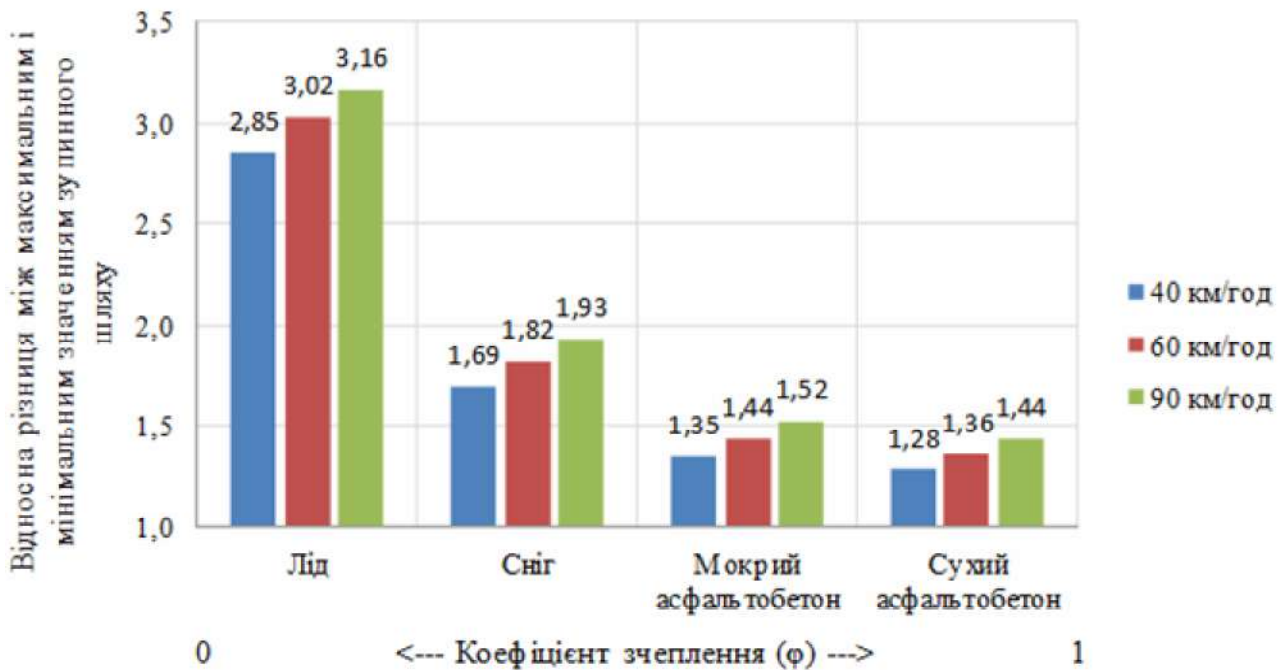


Рисунок 3 – Зміна похибки розрахунку зупинного шляху ТЗ

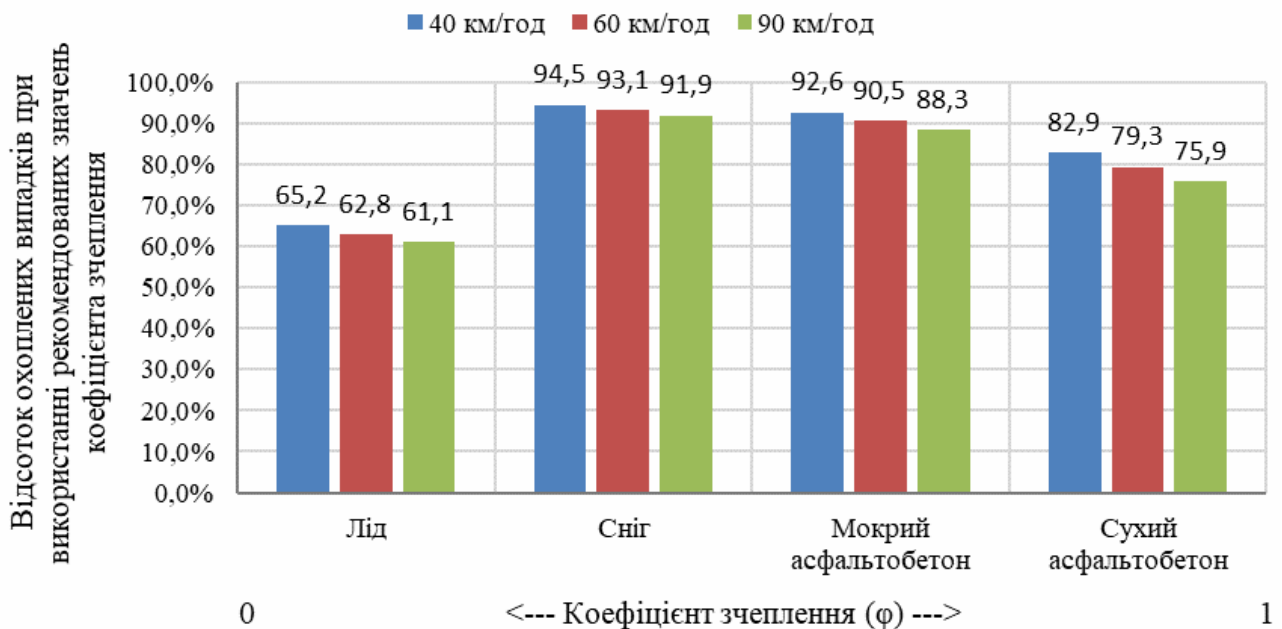


Рисунок 4 – Відсоток охоплених випадків при розрахунку зупинного шляху ТЗ за рекомендованими значеннями коефіцієнта зчеплення

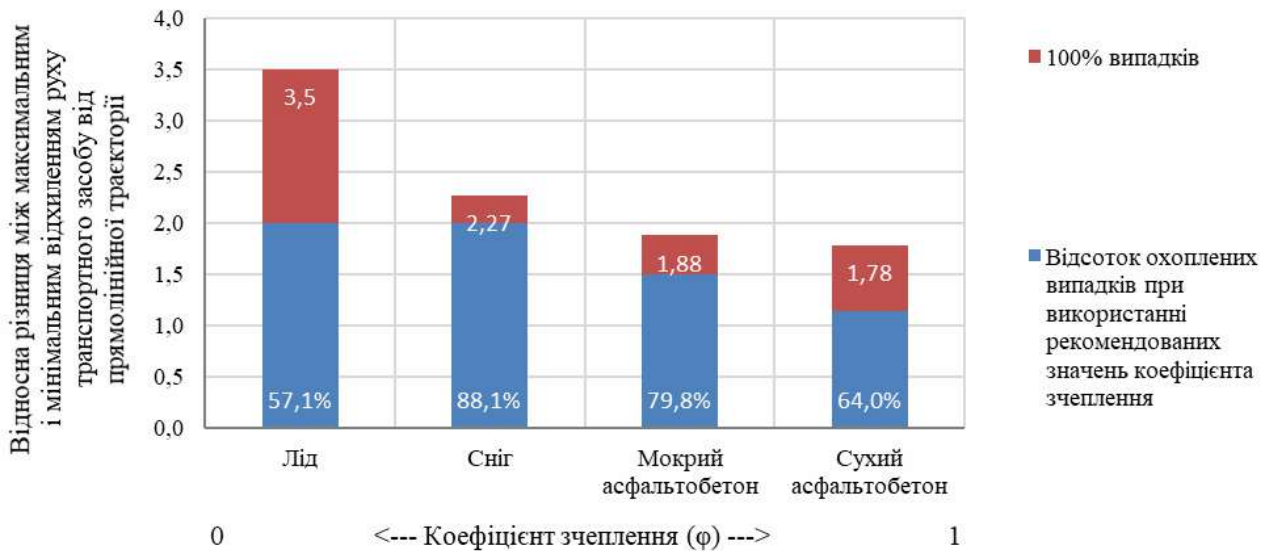


Рисунок 5 – Відносна різниця розрахунку значень відхилення ТЗ в напрямку перпендикулярному початковому напрямку руху

З даних рисунків видно, що при розрахунку зупинного шляху за діючою методикою мінімальна різниця між найбільшим та найменшим значеннями складає 20%, а максимальна різниця для випадку екстреного гальмування на льоду складає 316%. Якщо прийняти рекомендовану залежність за еталонну можна виявити резерви підвищення точності моделювання при уточненні вихідних даних та самої класичної залежності. Отже, все сказане підтверджує необхідність проведення поглиблених досліджень невизначеності даних, які використовуються для рішення задач автотехнічної експертизи ДТП.

3. МЕТОДОЛОГІЧНІ ОСНОВИ ДОСЛІДЖЕНЬ З ПІДВИЩЕННЯ ОБ'ЄКТИВНОСТІ ЕКСПЕРТИЗИ ДОРОЖНЬО-ТРАНСПОРТНИХ ПРИГОД

Дана робота базується на використанні теоретичного та емпіричного рівнів пізнання з метою отримання нових знань про предмет дослідження. Концепція, що розроблюється, містить способи оцінювання та зменшення невизначеності параметрів, які впливають на прийняття рішень при розслідуванні ДТП, визначені на основі систематизації та корегування отриманих і відомих знань. Для формування висновків використовуються емпіричні дані, встановлені

шляхом спостереження та вимірювання. Фундаментальною основою виконаного наукового дослідження є пошуковий експеримент з оцінки процесів функціонування системи ВАДС в розслідуванні дорожньо-транспортних пригод. На основі сформованої наукової гіпотези та розроблених теоретичних положень було отримано математичні моделі предмета дослідження та висвітлено досліджувані процеси, визначені шляхи підвищення точності та об'єктивності автотехнічної експертизи ДТП і методи їх реалізації. Результати прогнозування, що базуються на систематизації отриманих даних, перевірялись багатофакторним експериментом.

Невіддільною частиною розробки концепції є виключення суб'єктивності пояснення результатів, що передбачає несприйняття на віру неперевіраних тверджень. Забезпечення належного ступеня адекватності (валідності) результатів досліджень здійснювалось шляхом документування виконаних вимірювань і спостережень, що створює умови для критичної оцінки та додаткового підтвердження (у разі необхідності) отриманих наукових положень (рис. 6).

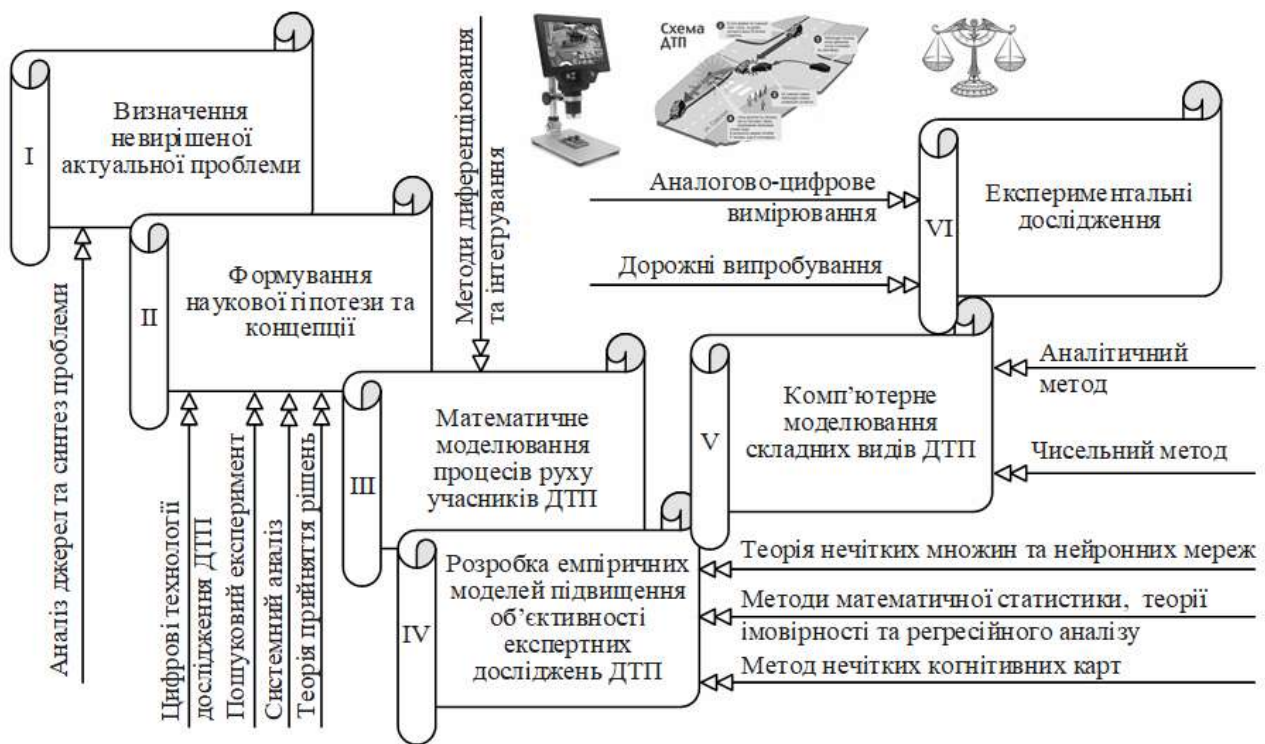


Рисунок 6 – Етапи наукового дослідження

Прийняття рішень в автотехнічній експертизі ДТП відбувається в умовах невизначеності, які характеризуються недостатньою кількістю інформації для раціональної організації дій. Якість процесу напрацювання рішень залежить від достатності врахування всіх факторів, які впливають на результат прийнятих рішень. Невизначеність можна ліквідувати повністю або частково такими шляхами: набуттям інформації, якої не вистачає; поглибленим вивченням наявної інформації.

Об'єктивність та достовірність виявлення причин ДТП залежить від діапазону значень параметрів, які описують певну дорожньо-транспортну ситуацію. Зміни значень цих параметрів впливають на результати аналізу ДТП. Виникає питання, з якою точністю ми можемо визначити значення, важливі для встановлення обставин ДТП, і наскільки задані параметри є достовірними. Це питання схематично представлено на рисунку 7.

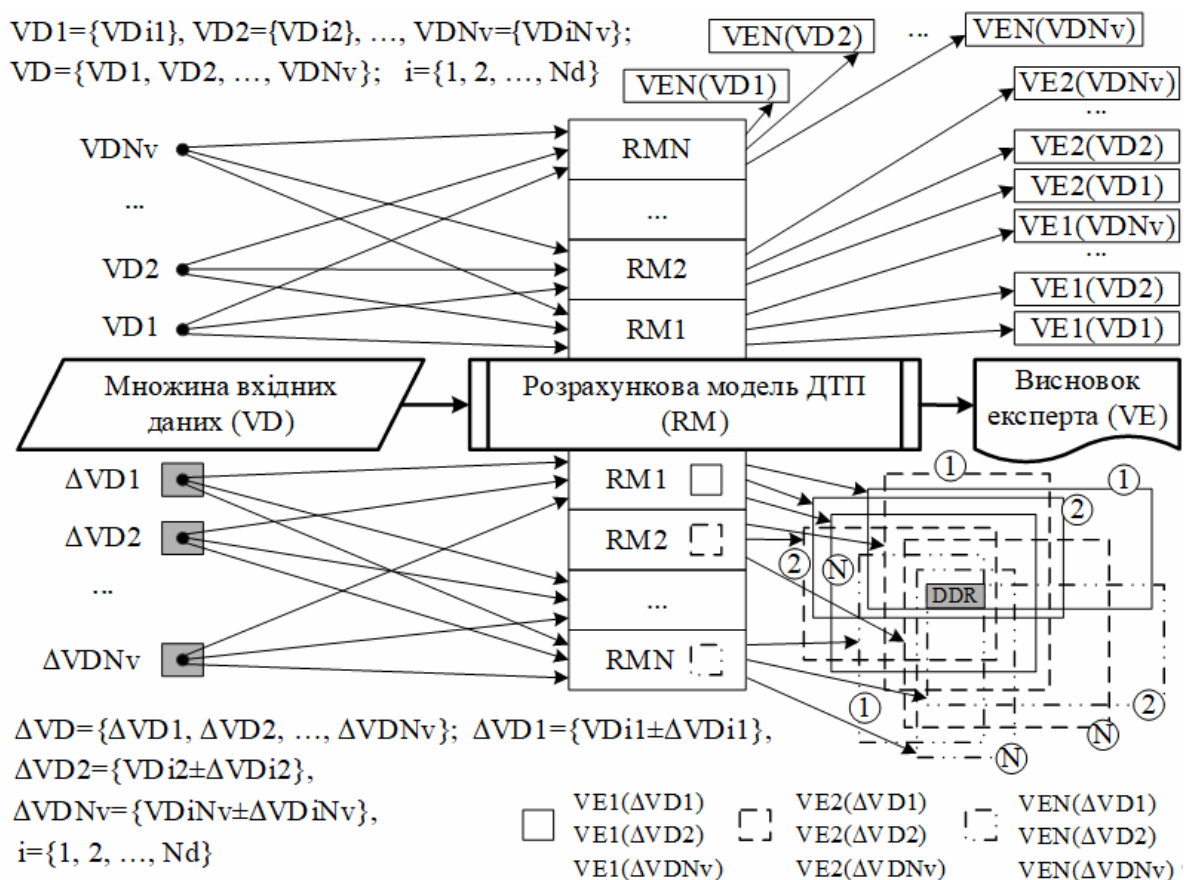


Рисунок 7 – Варіювання результатів виявлення обставин ДТП залежно від невизначеності вхідних даних

Якщо не враховувати помилки в оцінці параметрів, то маючи набір даних VD (вхідні дані можуть існувати для даної ДТС у вигляді різних множин) та обравши розрахункову модель ДТП RM можна отримати варіант експертизи VE_j . Експертний висновок може змінюватись, залежно від прийнятого набору даних VD та обраного методу аналізу RM .

Врахування різних видів невизначеності вихідних даних дозволяє розширити діапазон початкових параметрів ΔVD та перетворити розрахункове коло результатів експертизи $VE(\Delta VD)$ у величезний (але обмежений) діапазон результатів. Він може бути представлений у вигляді діапазону рішень, адекватного використаному методу аналізу та діапазону вихідних параметрів. Технічно найточніші та найбільш важливі рішення можна отримати в підмножині суми діапазонів рішення, яка визначається на основі дорогих та трудомістких експериментів.

З точки зору суду, коли діє припущення про рівноправність ставлення щодо усіх експертних питань: найдостовірнішим діапазоном рішень (DDR) можна вважати перетин усіх діапазонів рішень (див. рис. 7).

Аналіз методів прийняття рішень в практиці автотехнічної експертизи ДТП [18] показав необхідність застосування методик заснованих на традиційних математичних методах в поєднанні з використанням неперервнозначних (неперервних) логік для моделювання і реконструкції обставин виникнення аварійних ситуацій та зменшення невизначеності результатів експертизи. Тому в роботі застосовуються декілька типів моделей підвищення об'єктивності експертних досліджень ДТП: детерміновані, нейро-нечіткі, стохастичні, синтез цих моделей.

Необхідність застосування теорії нечітких множин або теорії імовірності виникає при відсутності можливості описати детерміноване поведіння об'єкта. Виникає питання, які математичні моделі аналізу причинно-наслідкових зв'язків і в яких випадках правильно застосовувати?

Очевидно, що у випадку роботи лише з детермінованими величинами, які підлягають функціональним залежностям, доцільно використовувати детерміновані математичні моделі.

У разі існування джерел виникнення випадкових величин (статистичної невизначеності) – впливу великої кількості факторів на досліджуваний об'єкт, які не враховуються моделлю, або наявності похибки вимірювань детермінованої величини, виникає необхідність застосування стохастичних моделей. Випадковий характер параметрів об'єкта в стохастичних моделях враховується шляхом встановлення математичного сподівання цих параметрів, дисперсії і закону розподілу, на основі якого формується математична модель і перевіряється гіпотеза. Тип випадкової величини (дискретна чи неперервна) визначає можливі рішення статистичної задачі. Для дискретних випадкових величин основними законами розподілу є біноміальний (розподіл Бернуллі), розподіл Пуассона, геометричний та гіпергеометричний. Для неперервних випадкових величин основними законами розподілу є нормальний (Гаусса), закон рівномірної щільності, показниковий (експоненційний) закон, закон розподілу Вейбулла. Можливі чотири випадки прийняття гіпотез щодо належності статистичних даних до певного імовірнісного закону розподілу: гіпотеза вірна і приймається; гіпотеза вірна, але помилково відхиляється (помилка першого роду, імовірність появи якої називають рівнем значущості); гіпотеза невірна і відхиляється; гіпотеза невірна, але помилково приймається (помилка другого роду). Перевірка гіпотез виконується шляхом аналізу статистичних даних і винесення попереднього судження про їх приналежність до конкретного імовірнісного закону та подальшого оцінювання правдоподібності винесеного судження.

У разі існування джерел виникнення нечіткої (лінгвістичної) невизначеності, що унеможливають чи викликають значні труднощі для застосування детермінованих і стохастичних моделей, виникає необхідність застосування теорії нечітких множин, яка описує процеси на основі законів розподілу можливостей. В сполученні з теорією нейронних мереж це дозволяє створювати нейро-нечіткі

математичні моделі здатні до самонавчання на основі накопиченого досвіду (експериментальних даних). Нечіткі множини є узагальненням булевої алгебри. Побудова моделей на нечітких множинах базується на використанні метода ідентифікації нелінійних об'єктів нечіткими базами знань та принципів лінгвістичності розв'язку та факторів впливу, лінгвістичності та ієрархічності експертних знань. Етапи побудови моделей: 1) структурна ідентифікація; 2) параметрична ідентифікація. Структура моделі об'єкта дослідження формується на першому етапі. Базовою основою структурної ідентифікації є експертна інформація, задана у вигляді правил нечіткого логічного висновку «якщо–то». На цьому етапі також обирається форма функцій належності нечітких термів вхідних параметрів. На другому етапі виконується оптимізація нечіткої моделі на основі експериментальних даних «входи-вихід» (навчаючої вибірки). Керованими змінними, що підлягають оптимізації, є параметри форми функцій належності та коефіцієнти вагомості нечітких правил. Процес навчання (оптимізації) моделі забезпечує максимальну наближеність результатів моделювання та експериментальних даних.

Стохастичні та нечіткі моделі дозволяють приймати рішення в умовах невизначеності, але мають різну природу побудови та опису реальних об'єктів. Функція належності (μ), яка формалізує невизначеність в теорії нечітких множин, не має нічого спільного із законом розподілу в теорії імовірності, оскільки висока ступінь можливості ніяк не означає таку ж високу ступінь імовірності. Але безперечно єдине: якщо подія неможлива, то вона також і неймовірна. Найбільш принциповою різницею між теорією імовірності і теорією можливості (табл. 1) є те, що в цих теоріях по-різному виконується аксіома доповнення. Це потребує обережності та акуратності у формалізації аналогій: математичне сподівання – «центр ваги» функції належності, дисперсія (надійний інтервал) – ступінь «розмитості» функції належності.

Концепція дослідження полягає у тому, що процес напрацювання рішень в автотехнічній експертизі ДТП потрібно розглядати не лише

як детермінований, але і як нечіткий та стохастичний процес, який потребує застосування синтезованих детермінованих, імовірнісних, регресійних та нейро-нечітких моделей з метою врахування більшості факторів, що впливають на величину невизначеності при формуванні експертних висновків.

Таблиця 1 – Взаємовідносини між теоріями

Характеристика/Теорія	Булева алгебра	Імовірність	Можливість
Область дії	Логічні твердження	σ -алгебра	Універсум U
Діапазон значень належності	[0, 1]	[0, 1]	[0, 1] або $0 < \mu < \infty$
Спеціальні обмеження	–	$\sum_{\Omega} P(u) = 1$	–
Об'єднання (диз'юнкція)	max	Σ	max
Перетин (кон'юнкція)	min	Π	min
Доповнення	–	$P(A) + P(\bar{A}) = 1$	$\pi(A) + \pi(\bar{A}) \neq 1$

Максимальну точність рішення будь-якої задачі забезпечує аналітичний метод. У разі неможливості застосувати цей метод при рішенні певної задачі, необхідно зробити припущення для спрощення процесу дослідження, або застосувати інші математичні методи: чисельні, асимптотичні, статистичні, бульові, нечітких множин, нейронних мереж тощо.

Отже, методологія оцінювання та зменшення невизначеності в задачах автотехнічної експертизи ДТП, яка запропонована у даній роботі, поєднує в собі теоретичні методи математичного моделювання, що спрямовані на підвищення точності визначення довідкових та розрахункових параметрів, та сучасні експериментальні методи дослідження ДТП, які передбачають використання новітніх цифрових технологій отримання та передачі інформації (рис. 8). Можливість застосування сучасних методів при

дослідженні ДТП вивчалася за підтримки фахівців Харківського, Вінницького та Житомирського НДЕКЦ МВС України.

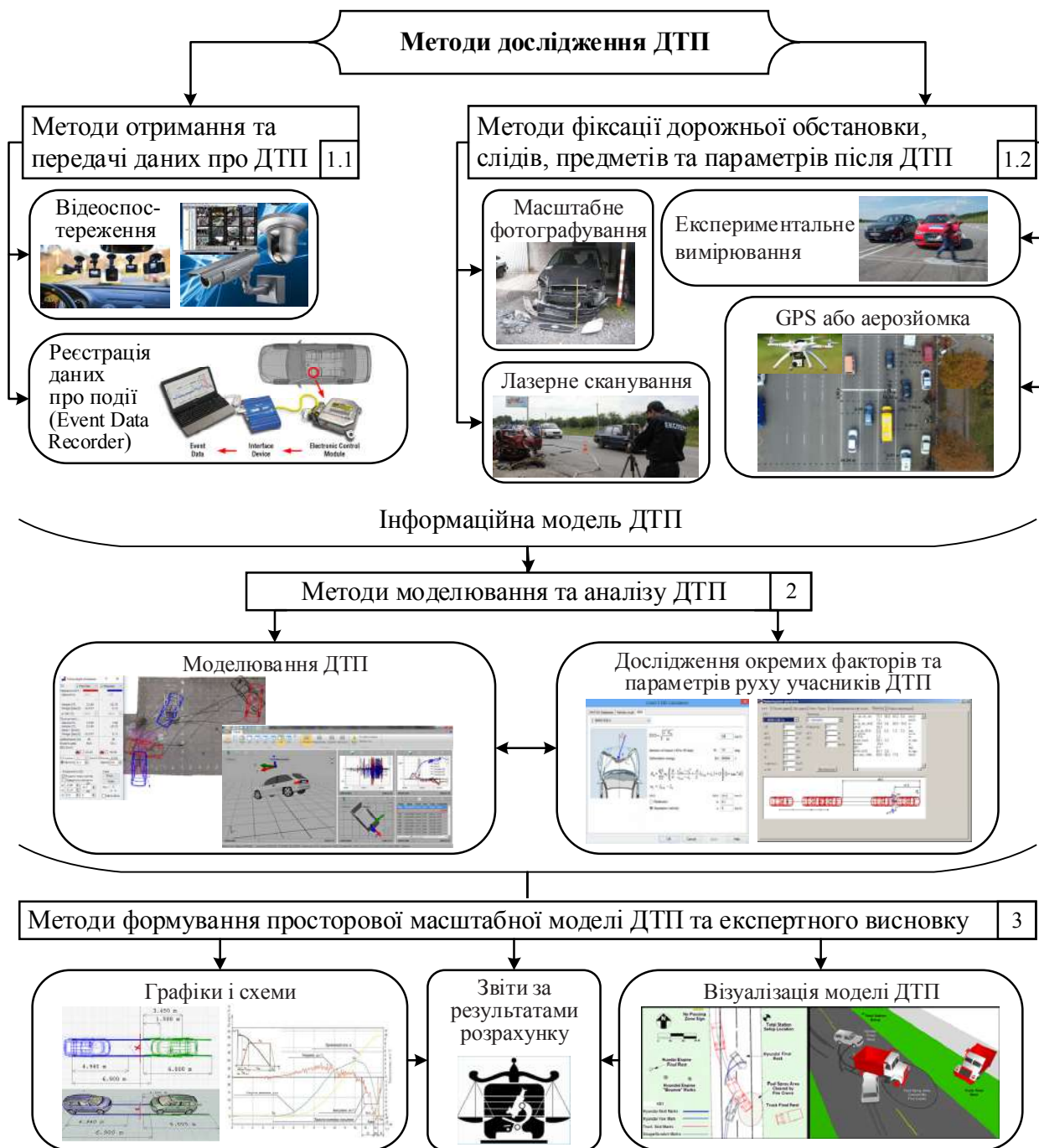


Рисунок 8 – Сучасні методи дослідження ДТП та порядок їх застосування

4. СТРАТЕГІЯ УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСАМИ ПІДВИЩЕННЯ ОБ'ЄКТИВНОСТІ ЕКСПЕРТИЗИ ДОРОЖНЬО-ТРАНСПОРТНИХ ПРИГОД

Однією з сучасних тенденцій розвитку САТЕ є застосування інноваційних технологій на всіх стадіях дослідження ДТП [19]. Це зумовлено необхідністю забезпечити ефективне провадження експертизи та раціональне використання ресурсів.

Комплексне застосування спеціалізованих комп'ютерних програм для встановлення механізму ДТП та автоматизованих цифрових систем для отримання вихідних даних (EDR, які дозволяють реєструвати параметри руху ТЗ до та після ДТП; комплекси лазерного сканування місця ДТП; спеціальна цифрова апаратура) можна вважати набором модулів, скомплектованим із множин стандартних модулів. Кожен з модулів, виконуючи свої функції, гарантує досягнення загальної мети інтегрованої системи. В наслідок модульності, інтегрована система забезпечує необхідний рівень якості виконання експертизи:

- комплексність дослідження;
- високу гнучкість для акомодатії до різних умов;
- економічність за рахунок зменшення витрат;
- ефективність в наслідок спроможності до автоматизації операцій однотипного характеру.

Цілком зрозуміло, що зі зростанням інтеграції розширюються евентуальні можливості системи, збільшується ступінь різноманіття та вибірності. Це, в свою чергу, викликає проблеми, пов'язані з якістю роботи системи, в тому числі, проблему формалізації ходу формування інтегрованої системи автотехнічної експертизи ДТП та оцінення її якості.

На рисунку 9 подана схема формування інтегрованої системи експертизи ДТП. Взявши за основу зміст запиту органів суду або слідства та різних обставин ДТП, формується структура інтегрованої системи та визначаються функції цієї системи. В якості мети сформованої системи можна прийняти такі чинники як забезпечення прав громадян на об'єктивне дослідження обставин ДТП, підвищення якості та об'єктивності при формуванні експертних висновків,

мінімізація витрат часу і ресурсів потрібних для проведення експертиз тощо.

Отже, задачу формування інтегрованої системи експертизи дорожньо-транспортних пригод можна сформулювати як задачу вибору необхідних модулів із сукупності стандартних модулів з метою задоволення певних вимог в окремій ситуації в конкретний час.

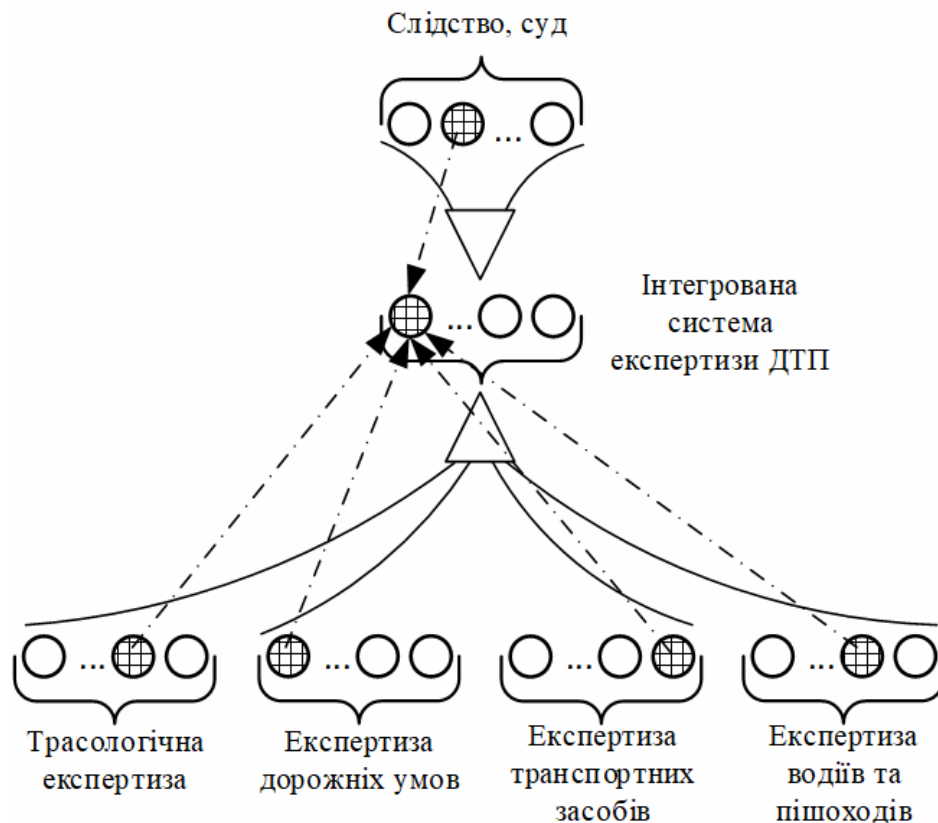


Рисунок 9 – Схема формування інтегрованої системи автотехнічної експертизи ДТП

Зміст модульного принципу полягає у можливості створення різних складних систем багатоманітного функціонального призначення з деякої кількості базових елементів-модулів. З урахуванням цього, модуль – це самостійний елемент, який забезпечує окрему функцію (функції), з певними вихідними та вхідними параметрами. Модулі можуть з'єднуватись, формуючи складні системи, замінятись та роз'єднуватись з метою отримання систем з іншими характеристиками при їх функціонуванні.

У загальному випадку, модель інтегрованої системи експертизи ДТП можна викласти в такому математичному вигляді

$$DS = \{X, F, D, t\}, \quad (1)$$

де X – множина множин стандартних модулів $X = \{X_1, X_2, \dots, X_n\}$, X_1 – сукупність стандартних модулів, спроможних виконати завдання, $X_1 = \{x_{i1} | x_{i1} \in X_1; i = 1, \dots, m_1\}$;

x_{i1} – стан модуля x_{i1} множини X_1 , який змінюється за часом;

m_1 – кількість модулів в сукупності X_1 ;

X_2, \dots, X_n – відповідно множини стандартних модулів, здатних виконати завдання y_2, \dots, y_n ;

n – кількість видів завдань (кількість множин стандартних модулів);

F – цільова функція інтегральної системи;

D – сукупність вимог до системи $D = \{Y, Z\}$, де Y – сукупність вимог щодо завдань, які потрібно виконати (час, місце, обсяг та вид робіт тощо), $Y = \{y_1, y_2, \dots, y_n\}$, Z – сукупність вимог щодо якості системи експертизи ДТП в цілому (надійність, гнучкість, своєчасність, ефективність тощо);

t – момент формування інтегрованої системи експертизи.

Рішення задачі (1) або набір обраних модулів

$$\begin{cases} X^* = \{x_{i1}^1, x_{i2}^2, \dots, x_{in}^n\}, \\ F(X^*, t) \rightarrow \max, \\ D(X^*, t) \geq 0. \end{cases} \quad (2)$$

На рисунку 10 представлена узагальнена схема рішення задачі (2).

Модульна технологія проектування надає засоби для автоматизації компонентного формування інтегрованої системи експертизи ДТП зі стандартних модулів для любого рівня якості та складності за аналогією зі складанням автомобілів, мобільної чи комп'ютерної техніки, програмних комплексів із готових блоків, які називають комплектуючими виробами. Процес збору інформації про модулі, їх стандартизація є трудомістким та складним. Однак у подальшому це забезпечує можливість з великою швидкістю створювати нову інтегровану систему експертизи ДТП чи модифікувати її відповідно до зміни вимог та умов дослідження обставин певної ДТП.



Рисунок 10 – Узагальнена схема рішення задачі вибору структури інтегрованої системи автотехнічної експертизи ДТП

Процес формування інтегрованої системи експертизи ДТП містить такі етапи:

- інформаційний збір, розробка бази даних про модулі;
- систематизація модулів за призначенням, оцінення їх діяльності;
- дослідження потреб експертизи при встановленні обставин ДТП;
- формування вимог до системи автотехнічної експертизи;
- формування цілей і задач розроблюваної інтегрованої системи;
- визначення необхідних типів модулів, які формують структуру системи автотехнічної експертизи ДТП;
- розробка модулів, різних варіантів структури інтегрованої системи автотехнічних досліджень при експертизі ДТП;
- оцінення можливих варіантів інтегрованої системи;
- вибір оптимального варіанту;
- узгодження діяльності певних модулів та корегування.

Після виявлення сукупності вимог до інтегрованої системи АТЕ ДТП, визначення її мети та збору необхідної інформації про модулі, слідує наступний етап – генерація можливих варіантів системи. Досить часто, через нестачу трудових ресурсів та часу, а також нездатність до обробки великих обсягів інформації, експерт розглядає лише декілька варіантів з метою обрання одного з них. Ці варіанти найчастіше формуються на основі інтуїції чи досвіду спеціаліста, тому не можуть вважатися кращими з усіх можливих варіантів.

Таким чином, обраний експертом варіант є кращим з переліку розглянутих варіантів, але ні як не оптимальним. Тут рішення задачі побудови інтегрованої системи АТЕ ДТП не дає бажаного результату не через використувані методи вибору, а внаслідок існування проблеми генерації варіантів.

Формалізація методів генерації рішень є дуже важливою задачею, оскільки на практиці не завжди є можливість визначити усі допустимі варіанти. Звісно, чим більша кількість генерованих варіантів, тим імовірніше знаходження оптимального рішення задачі. На

оптимальність розв'язання задачі впливає також здатність метода видавати гарні варіанти, тобто якість метода генерації.

Для розв'язування задачі побудови інтегрованої системи АТЕ ДТП гарним методом генерації варіантів можуть бути методи морфологічного аналізу і синтезу (рис. 11) [20], запропоновані швейцарським астрофізиком Фріцем Цвікі та використані ним в астрономії та ракетобудуванні. Ці методи призначені для пошуку оптимальних рішень на основі розділення інтегрованої системи на підсистеми та елементи, утворення підмножин альтернативних варіантів реалізації певної підсистеми, комбінування різних варіантів рішення системи на альтернативній основі, вибору оптимальних варіантів рішення системи.

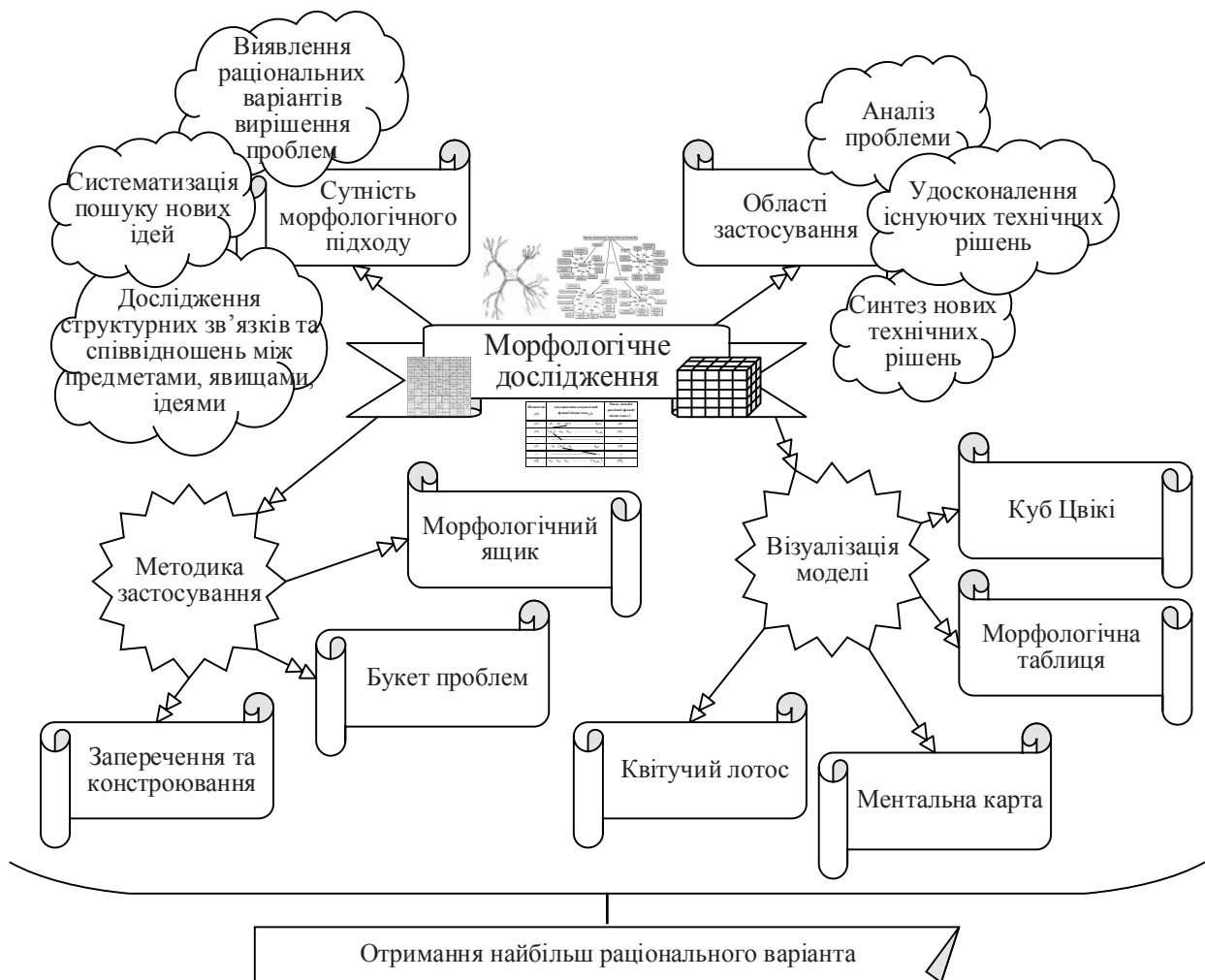


Рисунок 11 – Аспекти морфологічного дослідження

Метод морфологічного дослідження здійснюється у два етапи. На першому етапі отримують опис усіх підсистем, які стосуються дослідження, тобто класифікацію множин підсистем. Даний етап рішення задачі називається морфологічним аналізом. Другий етап передбачає формування пошукового завдання та обрання виду цільової функції, проведення оцінки описів підсистем. В кінцевому випадку вибираються ті підсистеми, які задовольняють умови задачі. Обрані підсистеми утворюють цілісну систему, доводячи до максимуму значення цільової функції.

Опис цілісної системи одержується в результаті агрегації описів підсистем з врахуванням відношень між ними, унаслідок чого другий етап називається морфологічним синтезом. Морфологічну сукупність варіантів опису системи можна подати морфологічною таблицею (табл. 2).

Таблиця 2 – Морфологічна таблиця

Підсистеми pS_i	Альтернативи для реалізації функції підсистеми pS_i	Число способів реалізації функції підсистеми pS_i
pS_1	$A_{11} A_{12} (A_{13}) \dots\dots\dots A_{1pR_1}$	pR_1
pS_2	$(A_{21}) A_{22} A_{23} \dots\dots\dots A_{2pR_2}$	pR_2
...
pS_i	$A_{i1} (A_{i2}) A_{i3} \dots\dots\dots A_{ipR_i}$	pR_i
...
pS_n	$A_{n1} A_{n2} A_{n3} \dots\dots\dots (A_{n2pR_n})$	pR_n

Перша графа морфологічної таблиці містить усі підсистеми досліджуваної системи. В другій графі вказані альтернативи для реалізації функції відповідної підсистеми. Сформований варіант системи є вибіркою альтернатив з кожного рядка морфологічної таблиці. Таким чином, кожний цілісний варіант системи відрізняється від іншого варіанту її реалізації хоча б одною альтернативою. Лініями

в таблиці з'єднані альтернативи з метою демонстрації одного з можливих варіантів досліджуваної системи. Визначення загального числа можливих варіантів системи здійснюють так

$$N = pR_1 \cdot pR_2 \cdot \dots \cdot pR_n = \prod_{i=1}^n pR_i. \quad (3)$$

Методи морфологічного аналізу та синтезу реалізуються в декілька етапів (рис. 12):

1) Визначається вихідна мета задачі, формуються вимоги до синтезованої системи.

2) Виконується розробка морфологічної таблиці. Насамперед виділяється головна функція системи. Далі встановлюються підфункції першого рівня, які гарантують виконання головної функції системи. Потім кожна підфункція першого рівня розглядається як незалежна функція і поділяється на підфункції другого рівня. Аналогічно виконується поділ підфункції другого рівня на підфункції третього рівня і так далі на наступних рівнях. Рівень поділу (декомпозиції) залежить від вимог конкретної задачі. На базі виконаного аналізу формуються рядки морфологічної таблиці, які містять функції системи.

3) Встановлюється відносний ступінь якості критеріїв з метою визначення їх значимості під час оцінювання варіантів.

4) В морфологічну таблицю вносяться альтернативи, отримані для конкретного випадку з різних джерел інформації.

5) Оцінюються властивості альтернатив морфологічної таблиці. Вони, як правило, характеризуються рівнем якості виконання певної функції, який визначається на альтернативній основі за різними критеріями.

6) Реалізується процес пошуку оптимальних варіантів в морфологічній множині, при цьому доводиться до максимуму мультиплікативна або адитивна цільова функція. В даному випадку під пошуком розуміють послідовність операцій вибору підсистем, які

утворюють синтезований цілісний варіант, та операцій оцінки його якості.

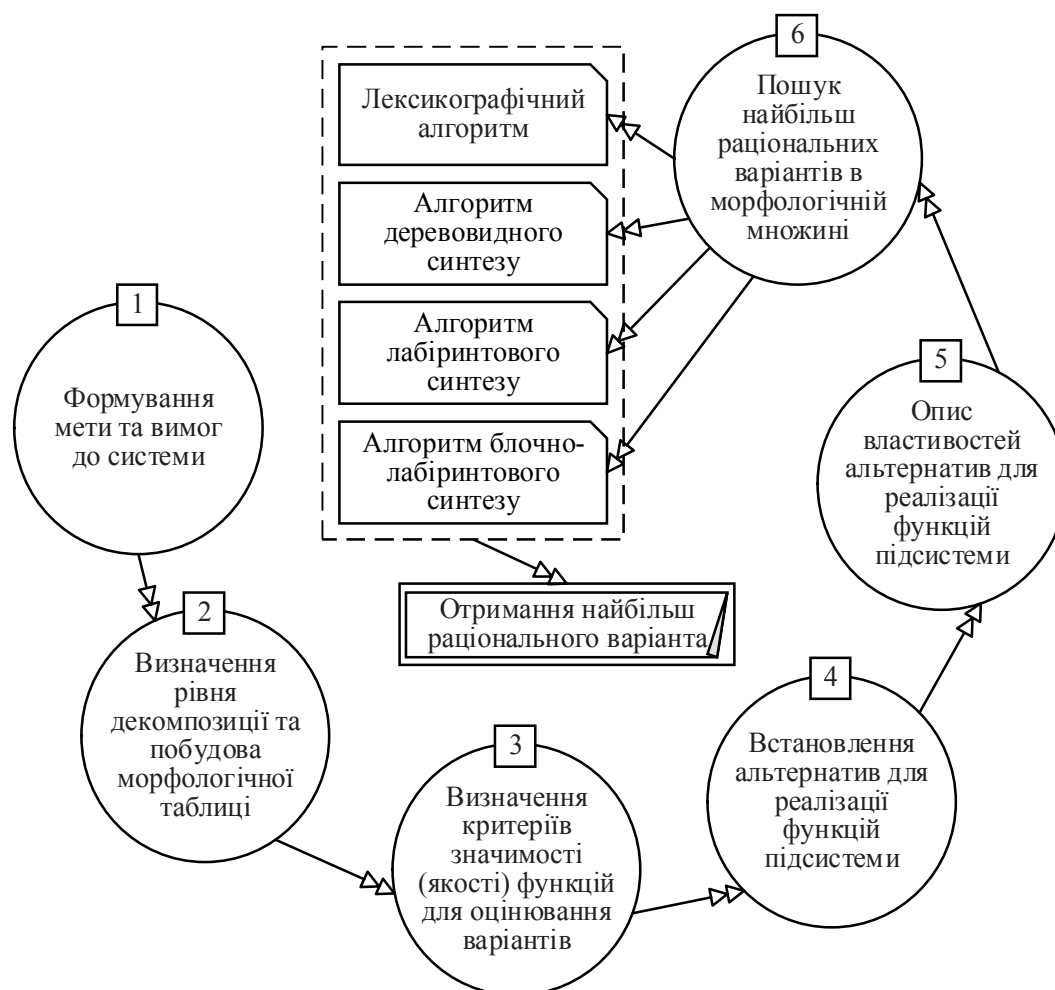


Рисунок 12 – Етапи реалізації морфологічного дослідження

Процедура пошуку варіантів може використовувати такі алгоритми [14, 21]: лексикографічний алгоритм; морфологічний алгоритм лабіринтового синтезу; морфологічний алгоритм деревовидного синтезу; морфологічний алгоритм блочно-лабіринтового синтезу.

Проаналізуємо ці алгоритми та їх особливості більш докладно.

Лексикографічний алгоритм виконується шляхом послідовного перебирання усіх варіантів на базі принципу лексикографічного упорядкування. Беруться до уваги усі можливі варіанти системи. Загальне число варіантів визначається декартовим добутком множин альтернатив, що мають відношення до кожної функції системи (3).

Цей алгоритм гарантує розгляд усіх можливих варіантів системи. Однак затрати часу на розрахунок достатньо великі, оскільки потрібно опрацювати велику кількість варіантів.

Кроки реалізації морфологічного алгоритму деревовидного синтезу такі:

1. Рядки морфологічної таблиці послідовно розміщують за значимістю.

2. Виконується синтез усіх парних сполучень альтернатив, які містять найбільш значимі рядки таблиці. Отримані парні комбінації альтернатив ранжуються за критеріями якості та обирається оптимальний варіант.

3. Виконується сполучення варіанта, відібраного на попередньому кроці, з альтернативами чергового рядка таблиці за значимістю. Отримані комбінації, які містять три, чотири і більше альтернатив, також досліджуються. Виявляється оптимальний варіант.

4. Синтез триває з кроку 3 до вичерпання всіх альтернатив системи і отримання цілісного варіанта – рішення задачі.

Цей алгоритм суттєво зменшує число операцій порівняно з попереднім алгоритмом.

Деревовидний алгоритм лежить в основі морфологічного алгоритму лабіринтового синтезу. Різницею між алгоритмами є те, що в процесі пошуку кожен крок супроводжується вибором не одного, а n самих якісних сполучень альтернатив. Оптимальний варіант з цих сполучень знаходить застосування на наступному кроці, а інші $(n - 1)$ варіантів резервується.

Коли на k -му кроці відсутнє задовільне сполучення, розглядаються усі комбінації оптимального сполучення, отриманого на попередньому $(k - 1)$ -му кроці, з альтернативами поточного рядка таблиці (k -ї функції) A_{kj} , то перевіряються сполучення усіх $(n - 1)$ варіантів, зарезервованих на $(k - 1)$ -му кроці з усіма альтернативами A_{kj} . У разі незадовільності усіх сполучень в цьому випадку, здійснюється повернення на $(k - 2)$ -й крок для перегляду усіх

зарезервованих варіантів $(k - 2)$ -го кроку. Процедура повернення може тривати аж до перегляду залишених у резерві варіантів морфологічної таблиці.

Дякуючи ітераційному процесу повернення до попереднього кроку, морфологічний алгоритм лабіринтового синтезу дозволяє підвищити імовірність одержання найкращого варіанта проектованої системи, що задовольняє усі висунуті вимоги.

Декомпозиція синтезованої системи на окремі елементи морфологічної таблиці виконується у разі реалізації морфологічного алгоритму блочно-лабіринтового синтезу. Насамперед виконується синтез окремих елементів, а з рештою формується цілісна система на основі синтезу елементів. Виконаємо аналіз кроків даного алгоритму.

1. Виконується декомпозиція морфологічної таблиці на елементи, кожний елемент може включати декілька підсистем.

2. Виконується синтез оптимальних варіантів в кожному елементі (блоці). Якщо блок містить одну підсистему, то із сукупності альтернатив обираються найкращі. Якщо блок складається з декількох підсистем, то пошук виконується за морфологічним алгоритмом лабіринтового синтезу. Декілька кращих варіантів для подальшого аналізу виділяється для кожного блоку.

3. Будується нова морфологічна таблиця, яка має меншу розмірність ніж вихідна. Кількість рядків цієї таблиці приймається рівною числу блоків. Альтернативи нової таблиці це виділені на попередньому кроці варіанти.

4. Здійснюється синтез на новій морфологічній таблиці за лабіринтовим алгоритмом з метою пошуку цілісного варіанту системи.

Використання цього алгоритму дозволяє звести рішення задачі морфологічного аналізу до меншої розмірності.

Аналіз використовуваних алгоритмів та методу розв'язування задачі морфологічного синтезу приводить до висновку про можливість його застосування для утворення варіантів під час рішення задачі формування інтегрованої системи АТЕ дорожньо-

транспортних пригод. У разі використання цього методу слід враховувати такі особливості:

1) уявлення про підсистему морфологічного методу збігається з поняттям функції сукупності стандартних модулів задачі формування системи АТЕ ДТП. Аналогічно альтернативи реалізації підсистеми можна вважати модулями, що належать до згаданої вище сукупності;

2) в основі методу морфологічного синтезу лежать два припущення:

– модулі, які належать до певної підсистеми, можна оцінювати незалежно від модулів, які належать до інших підсистем. Однак, модулі інтегрованої системи АТЕ ДТП часто взаємопов'язані. Досить часто якість функціонування одного модуля може безпосередньо позначатися на якості функціонування інших модулів. В таких випадках потрібно оцінювати не якість окремих модулів, а якість цілісного варіанта системи;

– оптимальний варіант системи містить кращі підсистеми. Отже при виборі варіантів в методі застосовують мультиплікативний чи адитивний вид цільової функції. Під час розробки інтегрованої системи АТЕ ДТП набір найкращих модулів не завжди дає оптимальний результат. Таким чином, не всі критерії оцінювання якості модулів синтезуються шляхом простого додавання чи множення на завершальному етапі оцінення оптимального варіанта;

3) у разі застосування лексикографічного алгоритму для пошуку варіації, оцінювання якості певного варіанта проводиться тільки після його остаточного формування, інакше кажучи у разі визначення усіх модулів, що входять в цілісний варіант. Морфологічні алгоритми лабіринтового, блочно-лабіринтового та деревовидного аналізу відрізняються від лексикографічного алгоритму порядком оцінювання відповідності синтезованого варіанта вихідній меті задачі виконується безпосередньо в ході побудови шуканого варіанта при включенні модуля в цілісний варіант. Є критерії, які не мають мультиплікативної або адитивної властивості чи такі, що визначаються тільки після закінчення формування варіанта. Із цієї причини можна зробити висновок про неможливість використання

морфологічних алгоритмів у класичному вигляді для створення варіантів синтезу системи АТЕ ДТП. Рішення цієї проблеми можливе при зміні умови задачі морфологічного аналізу. Типи критеріїв, які застосовуються для оцінювання якості проектованої системи такі (рис. 13):

- критерії за якими оцінюють якість виконання функції системи модулями (інформаційні, технічні, людські, технічна готовність машин та обладнання, фінансові ресурси, інформативність, імідж тощо);

- критерії за якими оцінюють якість цілісної системи, які визначаються шляхом додавання чи множення проміжних значень безпосередньо під час формування варіанта системи (часові витрати, вартість тощо).

- критерії за якими оцінюють якість цілісної системи, які визначаються коли варіант системи вже остаточно сформовано (час проведення експертизи, сумісність, комплексність тощо).

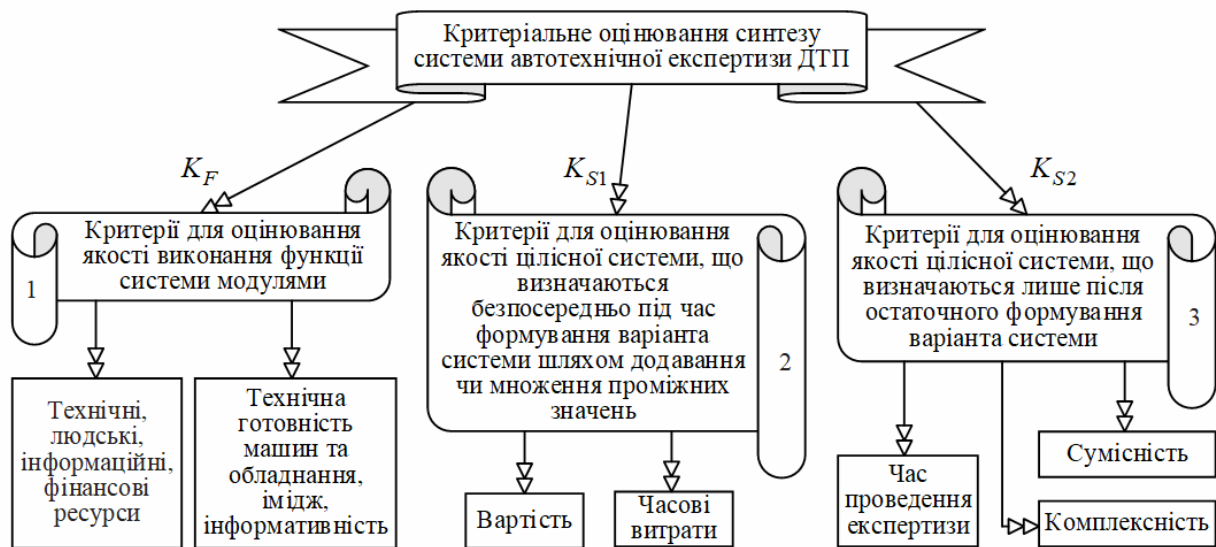


Рисунок 13 – Типи критеріїв оцінювання якості синтезованої системи

Позначимо типи критеріїв відповідно K_F , K_{S1} , K_{S2} . Морфологічна таблиця в цьому випадку приймає нову структуру (табл. 3). Різницю видів критеріїв потрібно врахувати при розробці алгоритму синтезу інтегрованої системи АТЕ ДТП.

Таблиця 3 – Морфологічна таблиця, що використовується при синтезі системи АТЕ дорожньо-транспортних пригод

Критерій оцінювання якості системи	Функція F_i	Критерій оцінювання якості модуля	Модулі для реалізації функції F_i	Число модулів
	F_1	K_{F1}	M_{11} (M_{12}) M_{13} ... M_{1pR1}	pR_1
K_{S1}	F_2	K_{F2}	M_{21} M_{22} (M_{23}) ... M_{2pR2}	pR_2

	F_i	K_{Fi}	(M_{i1}) M_{i2} M_{i3} ... M_{ipRi}	pR_i
K_{S2}
	F_n	K_{Fn}	M_{n1} M_{n2} M_{n3} ... (M_{npRn})	pR_n

4) в практичній діяльності зустрічаються випадки, коли установа здатна виконувати дві-три морфологічної таблиці. В такому разі її розглядають одночасно як декілька самостійних модулів несхожих функцій, враховуючи їх єдність під час оцінювання певних критеріїв (місце роботи модуля, імідж модуля, сумісність системи тощо);

5) існують випадки коли для виконання однієї функції системи потрібні ресурси декількох модулів.

Отже, методика синтезу інтегрованої системи АТЕ ДТП з урахуванням відмічених особливостей морфологічного метода та процедури створення варіантів експертної системи містить такі етапи (рис. 14):

1. Виконується прелімінарне скорочення початкової морфологічної таблиці. Для кожного рядка таблиці перевіряються усі існуючі модулі за критеріями типу K_F . У разі невідповідності вимогам щодо реалізації певної функції модуль видаляється з таблиці. Якщо скорочення призводить до виникнення пустого рядка (відсутності модуля, який може окремо виконувати функцію), то виконується перегляд вимог до модулів або формування комбінованих модулів, які перевіряються на здатність задовольнити вимоги.

2. Для усіх парних сполучень модулів, розміщених в двох перших рядках таблиці, виконується синтез. Здійснюється ранжування отриманих парних комбінацій модулів та оцінення за критеріями типу K_{S1} . Найкращий варіант з цих комбінацій використовується на наступному етапі, решта резервується.

3. Отриманий на попередньому етапі варіант сполучається з модулями наступного рядка таблиці. Згенеровані комбінації також ранжуються та оцінюються за критеріями типу K_{S1} . Виконується вибір найкращого варіанту для наступного етапу синтезу.

4. Для наступних рядків таблиці повторюються дії етапу 3. У разі незадовільної комбінації за критеріями типу K_{S1} на k -му кроці (розглядаючи усі комбінації отриманого на $(k-1)$ -му кроці з модулями k -го рядка), використовуються послідовно по одному зарезервовані варіанти $(k-1)$ -го кроку з метою отримання комбінацій з модулями k -го рядка до появи задовільних комбінацій. Якщо задовільної комбінації не буде знайдено, то повертаються на $(k-2)$ -й крок. Процес повернення може тривати аж до ревізії варіантів, зарезервованих на першому рядку морфологічної таблиці.

У разі досягнення процедурою синтезу останнього рядка таблиці, згенеровані цілісні варіанти перевіряються критеріями типу K_{S1} та K_{S2} . В цьому місці можуть бути два напрямки подальшого рішення задачі:

1) здійснюється вибір найкращого варіанта серед згенерованих цілісних варіантів і рішення задачі на цьому закінчується. Цей напрямок використовується у разі обмеження час на рішення задачі, але результат не є оптимальним;

2) підвищення імовірності генерації найкращого варіанта синтезованої системи АТЕ ДТП шляхом розширення кола досліджуваних цілісних варіантів системи. У цьому випадку здійснюється перегляд зарезервованих на попередніх етапах варіантів комбінацій. Процес повернення призупиняється в таких випадках:

– отримується цілісний варіант, що на думку експерта задовольняє всі вимоги;

- коли число генерованих цілісних варіантів на думку експерта стає критичним;
- якщо ресурси часу для рішення задачі є обмеженими.

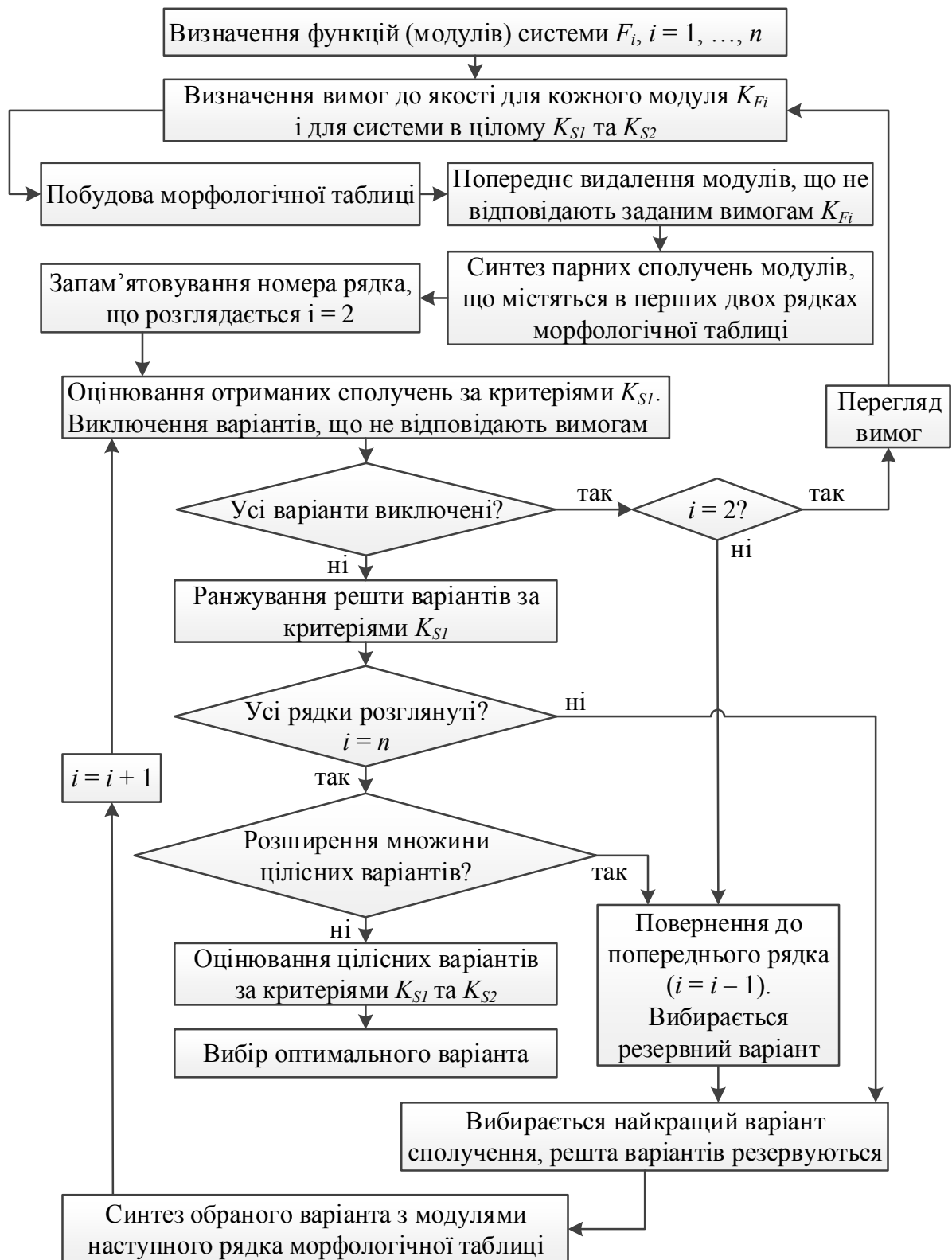


Рисунок 14 – Морфологічний алгоритм синтезу системи АТЕ ДТП

Отже, розроблений алгоритм синтезу інтегрованої системи експертизи ДТП (рис. 14) можна рекомендувати до застосування при наявності достатньо повної інформації про дорожньо-транспортну ситуацію та стандартні модулі. Він дає рішення максимально наближене до вимог поставленої задачі, підвищує ефективність експертного оцінювання механізму дорожньо-транспортних пригод, забезпечує високу гнучкість системи у разі зміни умов її функціонування.

5. ЕТАПИ УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ЕКСПЕРТНОГО АНАЛІЗУ ОБСТАВИН ДОРОЖНЬО-ТРАНСПОРТНИХ ПРИГОД

Специфіка ДТП визначає рівень складності встановлення причинно-наслідкових зв'язків між діями учасників дорожнього руху, причетних до аварійної ситуації, та їх наслідками. В таких ситуаціях при проведенні САТЕ необхідно враховувати велику кількість факторів, що забезпечують можливості експертного аналізу обставин ДТП, в тому числі використання сучасних інструментальних засобів отримання вихідних даних та спеціалізованого програмного забезпечення для їх обробки.

Процес експертного аналізу обставин ДТП (її причин, механізму та наслідків) складається з множини підпроцесів, пов'язаних з обміном та обробкою інформації за певними алгоритмами. Інформаційний простір експертного аналізу обставин ДТП складається з баз знань та навичок роботи з ними, об'єктів просторово-слідової інформації, інформації на природніх носіях (речової інформації), інформаційного поля інструментальних засобів виконуваних досліджень.

На основі виконаних вище досліджень та аналізу відповідної технічної літератури [4, 5, 11-13, 16-19] можна зробити висновок, що експертизі ДТП, як виду діяльності людини, що постійно розвивається, властиві такі тенденції:

– максимальна автоматизація процесу збору, обробки, зберігання та передачі даних з місця ДТП з використанням комп'ютерної техніки, фотограмметрії, технологій GPS, лазерного сканування; підвищення точності первинних вимірювань на місці

ДТП (в тому числі за рахунок участі в них експертів); зберігання отриманих даних у форматі *.dwg для розширення кола використання різного програмного забезпечення;

- підвищення точності та достовірності математичного моделювання процесів ДТП за рахунок застосування сучасних комп'ютерних засобів та програмних продуктів;

- використання енергетичних методів реконструкції ДТП, що базуються на складних просторових математичних моделях (в тому числі міцнісних та деформаційних), розроблених на основі методу кінцевих елементів;

- використання в дослідженнях результатів стендових і натурних краш-тестів, імовірнісних та нейро-нечітких оцінок зміни розрахункових параметрів руху учасників ДТП, забезпечення наочності висновків;

- алгоритмізації процесів експертного аналізу обставин ДТП (в тому числі раніше створених та удосконалюваних і доповнюваних по наш час).

Дані тенденції потребують підвищення кваліфікації експертів та їх переходу від інженерного рівня діяльності та використання методів розв'язування поставлених задач до наукового, що супроводжується збільшенням обсягів обробки інформації та освоєнням технологій експертного аналізу обставин ДТП з використанням сучасної інструментальної бази та програмного забезпечення.

На рисунках 15, 16 представлені структурні схеми процесу експертного аналізу обставин ДТП, які враховують використання сучасних досягнень в області інструментального, інформаційного та програмного забезпечення процедур їх дослідження.

Наведені структурні схеми відображають зміст етапів експертного аналізу обставин ДТП – підпроцесів отримання, обробки і подання інформації. Вони містять інноваційні для України елементи (позначені *) інформаційної обробки, моделювання та аналізу ДТП. На даний час в світі існує багато програм, які застосовуються для аналізу ДТП та дозволяють реалізувати відмічені інновації, але в Україні вони майже не використовуються, що обмежує можливості реалізації поданого алгоритму (рис. 15, рис. 16).

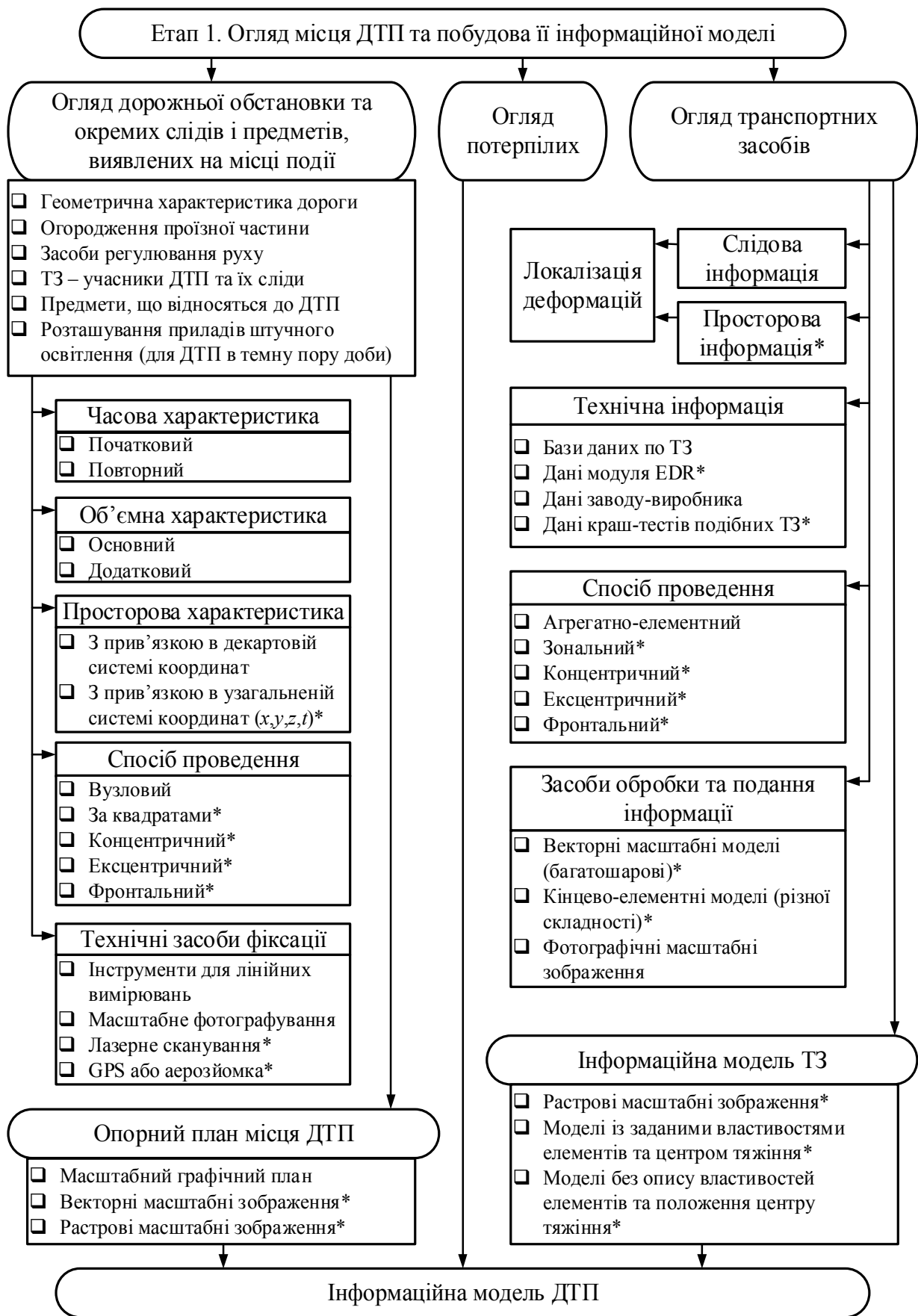


Рисунок 15 – Уточнена типова структура огляду місця ДТП та побудови її інформаційної моделі

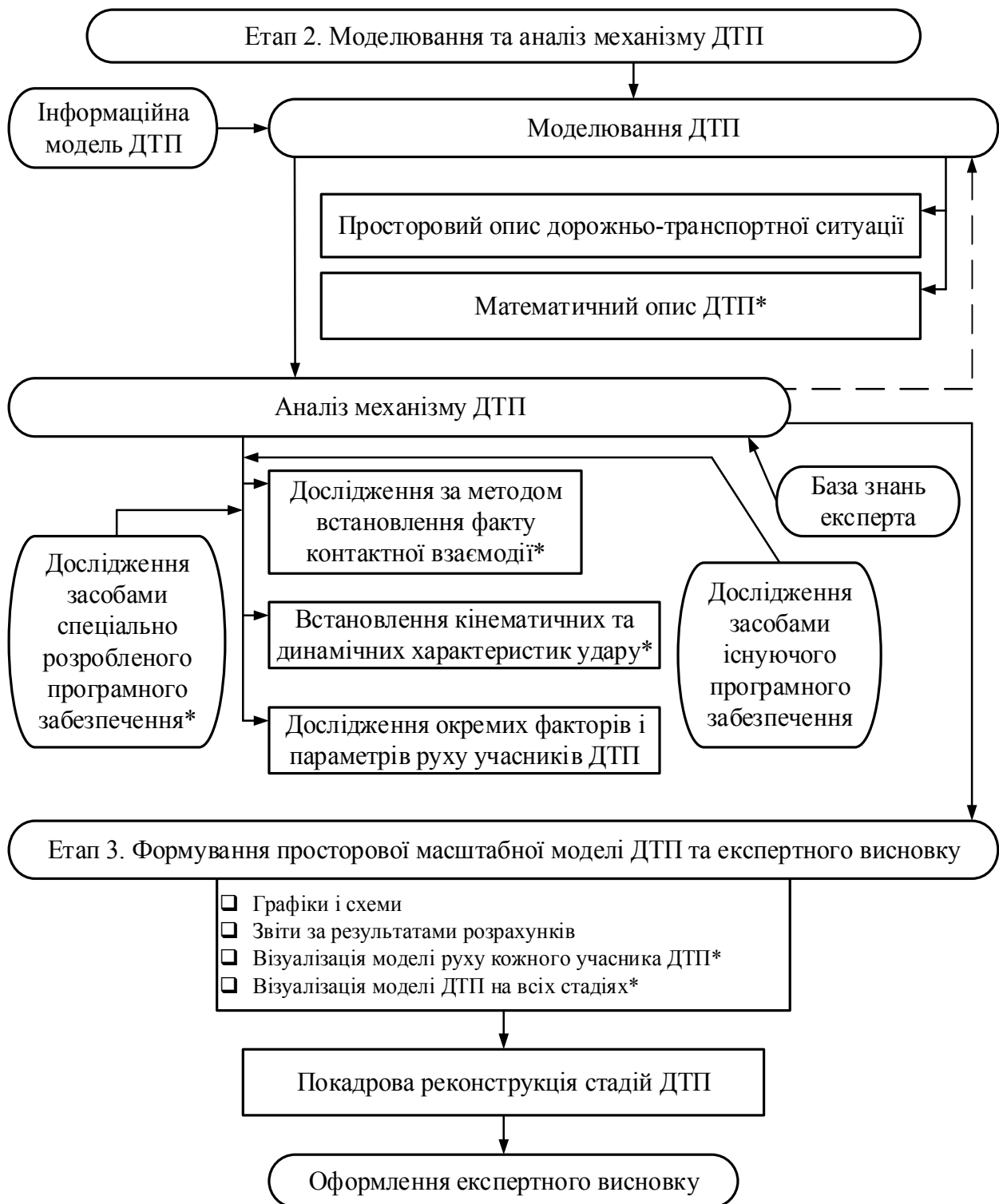


Рисунок 16 – Уточнена типова структура моделювання та аналізу ДТП, формування експертного висновку

Багатоманіття видів ДТП, складність та відсутність необхідних сформованих понять про кожен з них, необхідність в швидкій та якісній реакції на скоєні ДТП з боку органів нагляду та дізнання, збереженість високого рівня необ'єктивності експертів в оціненні

обстановки перед ДТП і прийнятих рішеннях, високий інформаційний об'єм експертно-аналітичної діяльності та недостатній рівень використання в ній комп'ютерного забезпечення призводить до необхідності постановки та вирішення завдань автоматизації досліджень в АТЕ ДТП, як засобу покращення суворості формалізації елементів його процесу, уніфікації використовуваного математичного апарату, програм та алгоритмів, майже повної автоматизації процедур.

За останні роки комп'ютерна техніка знайшла широке використання у виконанні низки експертних досліджень, які проводяться при розслідуванні найрізноманітніших злочинів. Безпосереднє застосування комп'ютерів в судовій експертизі здійснюється в таких напрямках: математизація окремих ланок експертного дослідження; дослідження речових доказів на основі повної автоматизації; створення діалогових систем. У САТЕ з'явилися методики комп'ютерного моделювання і дослідження механізму аварійних ситуацій, встановлення місця зіткнення ТЗ, оцінки ДТС тощо.

Один з перспективних напрямків покращення процедур виконання автотехнічних експертиз дорожньо-транспортних пригод пов'язаний з використанням електронно-обчислювальних машин. Метою цього напрямку є автоматизація експертних досліджень шляхом виконання певних етапів без участі експертів. Значимість автоматизації АТЕ ДТП визначається тим, що вона є базисом забезпечення стабільно високої якості експертиз аварійних ситуацій, підвищення продуктивності праці експертів та суттєвого скорочення строків виконання експертиз.

Під час розв'язування задач АТЕ дорожньо-транспортних пригод напрацювання рішень здійснюється в умовах неповноти інформації, а отже в умовах невизначеності, тому розробка концептуальних засад підвищення ефективності автотехнічних експертиз ДТП базувалась на використанні теорії нечітких множин та нейронних мереж (див. п. 3).

Комплексне використання спеціалізованого комп'ютерного забезпечення для встановлення механізму ДТП та автоматизованих систем доекспертного розрахунку і вимірювання початкових

параметрів (реєстратори даних про події, які фіксують показники руху автомобілів до та після ДТП; комплекси лазерного сканування місця аварії; спеціальна цифрова апаратура) можна вважати набором модулів, який складається із сукупності стандартних модулів (див. п. 4). Кожний окремих модулів, що виконує свої функції, вносить вклад в досягнення загальної мети інтегральної системи АТЕ ДТП. Модульність інтегрованої системи є основою забезпечення якості виконання експертизи: спроможності до адаптації в різних умовах, забезпечення комплексності виконаних досліджень; підвищеної ефективності процесів та високої економічності процедур.

Подана концепція удосконалення технологій експертного аналізу обставин ДТП повинна реалізовуватись в декілька етапів, на короткострокову (2-4 роки), середньострокову (6-8 років) та довгострокову перспективу (10-15 років). При цьому повинно враховуватись діюче законодавство України та програми з підвищення рівня безпеки руху на транспорті, які базуються на Національній транспортній стратегії України та забезпечуватись належне фінансування:

Етап 1. Удосконалення існуючих експертних методів шляхом впровадження нової вимірювальної апаратури, автоматизації збору вихідних даних та формування інформаційної моделі дорожньо-транспортної пригоди, широкого використання спеціалізованого комп'ютерного забезпечення для моделювання та аналізу механізму ДТП, візуалізації його моделі (короткострокова перспектива).

Етап 2. Покращення існуючих експертних методів дослідження обставин аварійних ситуацій з урахуванням можливостей автоматизації процесів фіксації вихідних характеристик скоєної дорожньо-транспортної пригоди на основі інформації з бортових систем реєстрації даних про події (EDR-модулів) автомобілів (середньострокова перспектива).

Етап 3. Розробка нових методів експертизи ДТП, запровадження інтегральної (комплексної інформаційної) системи автотехнічної експертизи ДТП та системи багатокритеріального оцінювання якості варіанта її реалізації, запропонованих автором в [22] (довгострокова перспектива).

ЛІТЕРАТУРА ДО РОЗДІЛУ

- [1] Road traffic injuries. World Health Organization. Веб-сайт. URL: <http://www.who.int/mediacentre/factsheets/fs358/en/>
- [2] Road accidents. OECD Data. Веб-сайт. URL: <https://data.oecd.org/transport/road-accidents.htm>
- [3] Статистика. Патрульна поліція України. Веб-сайт. URL: <http://patrol.police.gov.ua/statystyka/>
- [4] Кашканов А. А., Грисюк О. Г. Безпека руху автомобільного транспорту: навчальний посібник. Вінниця : ВНТУ, 2005. 177 с.
- [5] Кашканов А. А. Технології підвищення ефективності автотехнічної експертизи дорожньо-транспортних пригод: монографія. Вінниця: ВНТУ, 2018. 160 с.
- [6] Інструкція про призначення та проведення судових експертиз та експертних досліджень. Наказ Міністерства юстиції України 08.10.98 № 53/5 (у редакції наказу Міністерства юстиції України від 26.12.2012 № 1950/5 зі змінами № 1350/5 від 27.07.2015, № 1420/5 від 26.04.2017).
- [7] Науково-методичні рекомендації з питань підготовки та призначення судових експертиз та експертних досліджень (у редакції наказу Міністерства юстиції України від 26.12.2012 № 1950/5 зі змінами № 1350/5 від 27.07.2015).
- [8] Закон України «Про судову експертизу». Документ № 4038-ХІІ. Поточна редакція від 01.01.2022 : веб-сайт Верховної Ради України. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/4038-12#Text>
- [9] Pacejka H.B. Tyre and vehicle dynamics. 3rd Ed. Butterworth-Heinemann, Elsevier. 2012. DOI: 10.1016/C2010-0-68548-8
- [10] Jazar R.N. Vehicle Dynamics: Theory and Application. 2nd Ed. NY: Springer, USA. 2014. DOI: 10.1007/978-1-4614-8544-5
- [11] Brach M., Brach R. Vehicle Accident Analysis and Reconstruction Methods. SAE International, 2011. 442 p.
- [12] Wach W. Calculation reliability in vehicle accident reconstruction. Forensic Science International. 2016. Vol. 263, P. 27-38, DOI: 10.1016/j.forsciint.2016.03.038

- [13] Кашканов А. А. Методика оцінювання і зменшення невизначеності в задачах автотехнічної експертизи дорожньо-транспортних пригод. Вісник машинобудування та транспорту. 2020. №1(11). С. 71-78. DOI: 10.31649/2413-4503-2020-11-1-71-78
- [14] Гнатієнко Г. М., Снитюк В. Є. Експертні технології прийняття рішень: монографія. К.: ТОВ «Маклаут», 2008. 444 с.
- [15] Васілевський О. М., Кучерук В. Ю., Володарський Є. Т. Основи теорії невизначеності вимірювань : підручник. Вінниця : ВНТУ, 2015. 230 с.
- [16] Туренко А. М., Клименко В. І., Сараєв О. В., Данець С. В. Автотехнічна експертиза. Дослідження обставин ДТП : підручник для вищих навчальних закладів. Харків : ХНАДУ, 2013. 320 с.
- [17] Struble D. E. & Struble J. D. Automotive Accident Reconstruction: Practices and Principles (2nd ed.). CRC Press, London. 2020. DOI: 10.1201/9781003008972
- [18] Кашканов А. А. Математичні методи обґрунтування рішень в автотехнічній експертизі дорожньо-транспортних пригод. Автомобільний транспорт. 2018. №43. С. 78-89. DOI: 10.30977/АТ.2219-8342.2018.43.0.78
- [19] Best Practice Manual for Road Accident Reconstruction, ENFSI-BPM-RAA-01. Version 01 - November 2015. European Network of Forensic Science Institutes.
- [20] Zwicky F. Discovery Invention, Research Through the Morphological Approach. McMillan, 1969.
- [21] Hoffmann A. G. Paradigms of Artificial Intelligence: a methodological and computational analysis. Singapore: Springer-Verlag, 1998. 234 p.
- [22] Кашканов А. А. Методика багатокритеріального оцінювання якості розслідування та проведення автотехнічних експертиз дорожньо-транспортних пригод. Вісник Житомирського державного технологічного університету. Технічні науки. 2012. № 3(62). С.68–73.

Наукове видання

**НАУКОВО-ТЕХНІЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ У ГАЛУЗІ
МЕХАНІЧНОЇ ІНЖЕНЕРІЇ ТА ТРАНСПОРТУ**

КОЛЕКТИВНА МОНОГРАФІЯ

ISBN 978-617-7926-49-7

Віддруковано з готового макету замовника

Підп. до друку 01.05.2023 р.
Формат 60x84 1/16. Умовн. друк. арк. 10,69.
Папір офсетний. Гарнітура “Times New Roman”.
Друк цифровий. Зам. № 77.
Наклад 100 примірників.



Видавець Кушнір Г.М.

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи
до державного реєстру видавців, виготівників і розповсюджувачів
видавничої продукції: серія ІФ №31 від 26.01.2009 р.
76000, м. Івано-Франківськ, вул. Шота Руставелі, 1,
тел. (099) 700-47-45, e-mail: kgm.print@i.ua