

9. Роуч П. Вычислительная гидродинамика. М.: Мир, 1980. – 616 с.

10. Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкостей. – М. – Энергоатомиздат. – 1993. – 150 с.

11. Пат. 61615 А Україна; МПК7 А62С 5/02. Пристрій для одержання газомеханічної піни / П.С. Пашковський, Е.А. Попов, Д.І. Момот; НДІГС «Респіратор» (Україна). – №2 2003032316; Заявл. 18.03.2003; Опубл. 17.11.2003, Бюл. № 11.

УДК 614.84:628.174

*В.П.Ольшанський, д. ф.-м.н., професор (Академія цивільного захисту України),
С.В.Ольшанський (Національний технічний університет «ХПІ»)*

ПРО РОЗРАХУНОК ДАЛЬНОСТІ ПОДАЧІ ВОГНЕГАСНОЇ РІДИНИ КОМПАКТНИМ СТРУМЕНЕМ

Проведено огляд відомих і одержано нові формули для розрахунку траєкторії вільного гідралічного струменя. Вони дозволяють оперативно оцінювати дальність подачі вогнегасної рідини нахиленим струменем та встановлювати її залежність від параметрів витікання.

Актуальність теми. В пожежній справі для гасіння зовнішніх пожеж часто використовують суцільні рідинні струмені. При цьому їх головними характеристиками вважають довжину (горизонтальну протяжність) та об'ємні витрати (продуктивність) [1, 2]. Поряд з цими показниками заслуговує на увагу точність подачі рідини, що пов'язано з розрахунком траєкторії. Це один з резервів підвищення ефективності використання вогнегасних рідин, тобто зменшення їх витрат і скорочення часу гасіння пожежі. Тому бажано мати прості, але досить точні формули для розрахунку траєкторії струменя.

Аналіз існуючих досліджень і публікацій. У гідраліці, орієнтованій на потреби пожежної справи, традиційно розглядають емпіричні формули Люгера, Фрімана та Лобачова, які дозволяють розраховувати висоту вертикального струменя [3, 4, 5, 6]. Далі за допомогою відповідних таблиць коефіцієнтів ці результати поширюють на нахилені струмені і знаходять так звані радіуси дії та область зрощування. Але залишається невідомою залежність цих параметрів від кута нахилу вісі ствола до горизонту, що ускладнює практичне використання емпіричної теорії.

Враховуючи вказаний недолік, в роботах [5, 6] для розрахунку траєкторії стаціонарного струменя одержано вираз

$$y = x \operatorname{tg} \theta_0 - \frac{x^2}{4H \cos^2 \theta_0} \left(1 + \frac{K}{D_0} H \right). \quad (1)$$

У ньому (x, y) – поточні координати точок траєкторії у прямокутній системі координат xOy ; θ_0 – кут нахилу вісі ствола до горизонту; H – ефективний напір, з яким витікає струмінь з насадки діаметром D_0 ; K – коефіцієнт гідродинамічного опору потокові рідини.

Із залежності (1) випливає, що дальність польоту частинок рідини є максимальною при $\theta_0 = 45^\circ$ і становить

$$\max l = \frac{2H}{1 + KD_0^{-1}H}.$$

Експериментальна перевірка авторами [5, 6] власної теорії показала, що вона досить точна лише для малих напорів ($H \leq 7$ м), що не влаштовує пожежну охорону, де робочі напори значно більші.

З метою оцінки дальності польоту водяних струменів, Гавиріним запропонована формула [1, 2]

$$l = 0,415 \cdot \sqrt[3]{\theta \cdot D^2 \cdot H}. \quad (2)$$

У ній θ – кут нахилу струменя (у градусах) до вертикальної вісі у точці витікання; D – діаметр насадки ствола у міліметрах.

Зі зростанням θ монотонно зростає і l , що суперечить відомим результатам, адже згідно з [4, 5, 6] залежність l від θ (або θ_0) має максимум.

Для обчислення максимальної дальності подачі рідини у практичному вжитку поширена емпірична формула [7, 8]

$$\max l = 0,42H + 1000D_0. \quad (3)$$

Будучи зручною для обчислень вона не дає відповіді на запитання, як зміниться l при відхиленнях θ_0 від екстремального значення.

Останнім часом опис траєкторії стаціонарного гідравлічного струменя почали проводити за допомогою розв'язків рівнянь руху матеріальної точки [7, 9, 10, 11, 12, 13]. При такому підході можна використовувати різні залежності сили опору від швидкості потоку. Найпростіші розв'язки відповідають лінійній залежності. Але і в цьому випадку обчислення дальності польоту рідини пов'язане з числовим розв'язанням трансцендентного рівняння, що викликає певні складнощі. Тому є потреба в тому, щоб спростити розв'язки і одержати розрахункові формули, зручні для практичного вжитку.

Постановка задачі та її розв'язання. Гіпотеза лінійного опору рухові приводить до такої залежності між координатами точок траєкторії [12, 13]

$$y(x) = \frac{g + \alpha v_2}{\alpha v_1} x + \frac{g}{\alpha^2} \ln \left(1 - \frac{\alpha x}{v_1} \right) + y_0. \quad (4)$$

Тут $v_1 = \sqrt{2gH \cos \theta_0}$; $v_2 = \sqrt{2gH \sin \theta_0}$; α – зведений коефіцієнт опору; g – прискорення вільного падіння; $y_0 = y(0)$ – ордината початку траєкторії.

Щоб уникнути трансцендентного рівняння при обчисленні l введемо апроксимацію типу Паде

$$\ln(1 - z) \approx -\frac{z}{1 - az}; \quad a = 0,557.$$

На проміжку $z \in [0; 0,6]$ її похибка не перевершує 3%. У цьому переконують результати обчислень, подані в таблиці 1, де наведено значення $f(z) = -\ln(1 - z)$ і $\tilde{f}(z) = z(1 - az)^{-1}$.

Таблиця 1. Значення $f(z)$ та $\tilde{f}(z)$

z	$f(z)$	$\tilde{f}(z)$	z	$f(z)$	$\tilde{f}(z)$
1	2	3	4	5	6
0,0	0	0	0,4	0,511	0,515
0,1	0,105	0,105	0,5	0,693	0,693

1	2	3	4	5	6
0,3	0,357	0,360	0,7	1,204	1,147

Після введення апроксимації, замість (4) одержуємо

$$y(x) \approx \frac{v_2}{v_1} x - \frac{agx^2}{v_1(v_1 - \alpha ax)} + y_0.$$

Визначення дальності подачі рідини зводиться до розв'язання квадратного рівняння

$$\frac{v_2}{v_1} l - \frac{agl^2}{v_1(v_1 - \alpha al)} + y_0 = 0.$$

Із нього одержуємо формулу

$$l = \frac{v_1(v_2 - \alpha ay_0)}{2a(g + \alpha v_2)} \left[1 + \sqrt{1 + \frac{4ay_0(g + \alpha v_2)}{(v_2 - \alpha ay_0)^2}} \right].$$

Вона суттєво спрощується, коли $y_0 = 0$. У цьому випадку

$$l = \frac{v_1 v_2}{a(g + \alpha v_2)}. \quad (6)$$

Значення α краще ідентифікувати при конкретних умовах витікання струменя. Якщо ж відсутня така можливість, то наближено можна прийняти $\alpha \approx 0,0103 D_0^{-1}$. При цьому D_0 має розмірність m , а α – розмірність c^{-1} . В результаті формула (6), з урахуванням виразів (5), набуває вигляду

$$l = \frac{H \sin(2\theta_0)}{0,557(1 + \beta \sin \theta_0)}. \quad (7)$$

Тут $\beta = \frac{0,0103\sqrt{2H}}{D_0\sqrt{g}}$, D_0 виражається в метрах.

Формула (7) дає можливість обчислити дальність подачі рідини при різних θ_0 , а також знайти кут θ_{0e} , якому відповідає $\max l$. Дослідження на екстремум зводиться до розв'язання кубічного рівняння

$$\beta z^3 + 2z^2 - 1 = 0,$$

у якому $z = \sin \theta_0$.

При $\beta \geq \sqrt{32/37}$ корінь кубічного рівняння становить

$$z_0 = \frac{1}{\beta} \left(\sqrt[3]{\frac{\beta^2}{2} - \frac{8}{27}} + \beta \sqrt{\frac{\beta^2}{2} - \frac{8}{27}} + \sqrt[3]{\frac{\beta^2}{2} - \frac{8}{27}} - \beta \sqrt{\frac{\beta^2}{4} - \frac{8}{27} - \frac{2}{3}} \right),$$

а йому відповідає $\theta_{0e} = \arcsin z_0$.

У практичному життєвому контексті можна обмежитись наближеним розв'язком

$$\theta_{0e} \approx \frac{1}{2} \left(\arcsin \sqrt{\frac{1}{2} - \frac{\beta c^3}{2}} + \arcsin c \right), \quad (8)$$

$$\text{де } c = \frac{\beta\sqrt{2} + 4}{3\beta + 4\sqrt{2}}.$$

Числові результати та їх аналіз. Звернемося до технічних характеристик ручних пожежних стволів РС-50 та РС-70 [14, табл. 11]. Їх зводимо у таблицю 2.

Таблиця 2. Характеристики ручних пожежних стволів

Ствол	D_0 , м	Q , л/с	$\max l$, м
РС-50	0,013	3,6	28
РС-70	0,019	7,4	32

Проведемо обчислення $\max l$ для ствола РС-50.

Йому відповідає $H = \frac{1}{2g} \left(\frac{4Q}{\pi D_0^2} \right)^2 \approx 37,49$ м. За формулами (7), (8) одержуємо:

$$\beta \approx 2,190; c \approx 0,581; \theta_{0e} \approx 33,90^\circ; \max l \approx 28,05 \text{ м.}$$

Аналогічні розрахунки для ствола РС-70 дають: $H \approx 34,72$ м; $\theta_{0e} \approx 36,46^\circ$; $\max l \approx 32,08$ м.

Розрахункові дальності подачі рідини для обох стволів добре узгоджуються з табличними даними.

Якщо ж оцінювати $\max l$ за емпіричною формулою (3) то для РС-50 він становитиме 28,75 м, а для РС-70 – 33,58 м, що дає більші, ніж попередні, розбіжності з табличними даними.

Ще більші розбіжності з експериментом дає формула Гавиріна. Максимальні дальності подачі рідини, обчислені за формулою (2), відповідно для стволів РС-50 і РС-70, становлять: 29,40 і 36,33 м. Теорія завищує далекобійність.

Далі проведемо апробацію формул (7), (8), використовуючи результати експериментів, проведених в ЦНДІПО з лафетними стволами [4, стр. 112] при напорі $H_0 = 70$ м. Враховуючи, що коефіцієнт опору конічно збіжної насадки дорівнює $\zeta \approx 0,09$ [5, 15], для ефективного напору знаходимо $H \approx H_0(1 + \zeta)^{-1} \approx 64,22$ м. Ствол з діаметром насадки $D_0 = 25$ мм має $\beta \approx 1,491$; $c \approx 0,603$; $\theta_{0e} \approx 36,27^\circ$; $\max l \approx 58,45$ м. Провівши аналогічні розрахунки за формулами (7) і (8) для стволів з діаметром $D_0 = 28$ і 32 мм, одержуємо відповідно $\max l \approx 61,55$ і 65,16 м. Результати обчислень і вимірювань зведено в таблицю 3. У чисельники записано результати розрахунків, а в знаменники – дані експерименту [4].

Таблиця 3. Розрахункові та експериментальні дальності подачі води лафетними стволами

D_0 , м	0,025	0,028	0,032
$\max l$, м	$\frac{58,45}{58,00}$	$\frac{61,55}{59,00}$	$\frac{65,16}{64,00}$
Розбіжність, %	0,77	4,32	1,81

Як бачимо, і для насадок більших діаметрів розрахунки за формулами (7), (8) задовільно підтверджуються експериментом. Це є підставою для такого висновку.

В табл. 1 і на рис. 1 подані експериментальні і теоретичні значення прогинів, які визначені по кривизні $f = \frac{1}{\rho} S l^2$. За умовою завантаження $S = 0.125$. Враховуючи, що $\frac{l}{h} = \frac{200}{24} = 8.33 < 10$, $\frac{l}{h_{red}} = \frac{200}{24.25} = 7.93 < 10$ в розрахункових значеннях прогинів враховуємо вплив перерізаючих сил. Згідно із СНиП 2.03.01-84*, збільшення прогинів від дії перерізаючих сил визначимо із допомогою коефіцієнта $\kappa = \left[1 + \frac{1.5}{S} \left(\frac{h}{l} \right)^2 \right] = \left[1 + \frac{1.5}{0.125} \left(\frac{24}{200} \right)^2 \right] = 1.194$. Тоді прогини становлять: $f = \frac{1}{\rho} 0.125 \times 1.194 \times 200^2 = 0.06 \times 10^5 \frac{1}{\rho}$ (см). Оскільки прогини пропорційні кривизні, то надалі при аналізі експериментальних і розрахункових значень вживатимемо термін "прогин".

Таблиця 1. Експериментальні і теоретичні значення прогинів, мм

Групи балок, коефіцієнт армування.	Марки балок	Момент завант. Момент розвант. $\frac{M}{M_{роз}}$	Рівень завантаж. $\kappa = \frac{M}{M_p}$ Рівень розвантаж. $\kappa = \frac{M_{роз}}{M_p}$	Експериментальні / Теоретичні, мм			
				При завантаженні $\frac{f_e}{f_{розв}}$	При тривалій дії навантаження. $\frac{f_e(t)}{f_{розв}(t)}$	Залишкові після розвантаження $\frac{f_e^0, f_e^{M_{роз}}}{f_{розв}^0, f_{розв}^{M_{роз}}}$	
I $\mu = 0.0084$	Бк-1	$\frac{8820}{4900}$	$\frac{0.56}{0.31}$	$\frac{2.55}{2.6}$	—	$\frac{1.6}{1.64}$	
		$\frac{8820}{4900}$	$\frac{0.56}{0.31}$	$\frac{2.4}{2.6}$	$\frac{3.2}{3.27}$	$\frac{2.4}{1.9}$	
	Б-2	$\frac{8820}{0}$	$\frac{0.56}{0}$	$\frac{2.4}{2.6}$	$\frac{3.2}{3.27}$	$\frac{1.1}{0.95}$	
		$\frac{8820}{0}$	$\frac{0.56}{0}$	$\frac{2.4}{2.6}$	$\frac{3.2}{3.27}$	$\frac{1.1}{0.95}$	
	II $\mu = 0.0169$	Бк-3	$\frac{24501}{9800}$	$\frac{0.76}{0.31}$	$\frac{6.0}{5.96}$	—	$\frac{3.4}{3.15}$
			$\frac{17967}{0}$	$\frac{0.56}{0}$	$\frac{4.10}{4.06}$	$\frac{5.2}{5.2}$	$\frac{1.19}{1.0}$
Б-4		$\frac{17967}{9800}$	$\frac{0.56}{0.31}$	$\frac{4.10}{4.06}$	$\frac{5.3}{5.2}$	$\frac{3.1}{3.2}$	
		$\frac{24501}{9800}$	$\frac{0.76}{0.31}$	$\frac{6.0}{5.96}$	$\frac{7.8}{7.31}$	$\frac{4.2}{3.7}$	

Як видно з табл.1, рис. 2 при завантаженні і витримці протягом 230 діб прогини більші в балках із більшим відсотком армування, що пояснюється більшими деформаціями повзучості бетону стиснутої зони. При однаковому відсотку армування прогини більші при більших рівнях завантаження, що також пов'язано з більшими напруженнями і деформаціями бетону стиснутої зони.

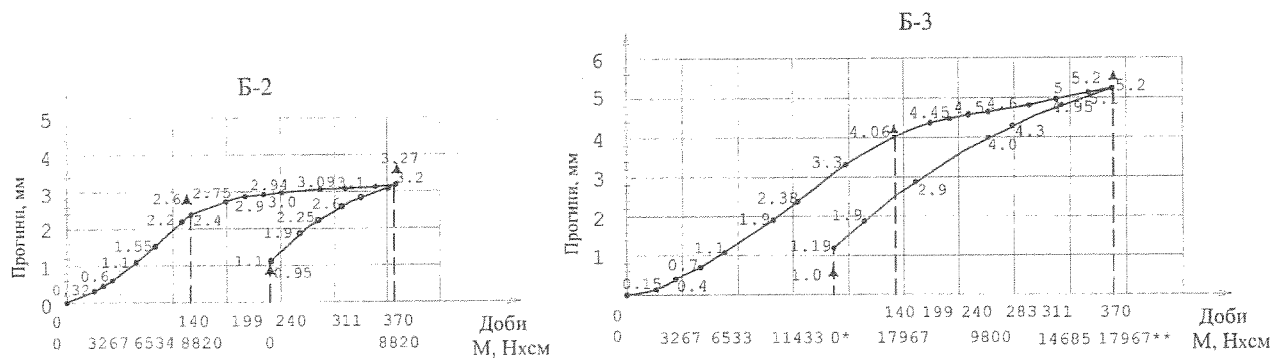


Рис. 2. Експериментальні і розрахункові прогини балок: Б-2 ($\mu = 0.0084$), Б-3 ($\mu = 0.0169$) при завантаженні у віці бетону 140 діб, витримці протягом 230 діб і після повного розвантаження. Δ - розрахункові значення прогинів.

Бетон для досліджень приймався у віці 140 діб для того, щоб отримати "чистіші" експерименти та максимально можливо виключити вплив усадки та повзучості бетону при експериментальних дослідженнях. Оскільки більшість конструкцій підсилюється після тривалого часу експлуатації, тому і приймався "старий" вік бетону, щоб наблизити експериментальні дослідження до реальних.

Величина прогинів при розвантаженнях залежить від рівнів навантаження і розвантаження. Чим більший рівень завантаження перед розвантаженням, тим більші залишкові прогини. Більші прогини при розвантаженнях в балках із більшим відсотком армування, бо зростає доля незворотних деформацій розтягнутої і стиснутої зони балки. Експериментальні значення прогинів при розвантаженнях більші від розрахункових на 1%-2,6% і менші на 1%-3,2%, що свідчить про прийнятність запропонованої методики визначення прогинів згинаних сталобетонних елементів при розвантаженнях.

Висновки.

1. Визначення прогинів при розвантаженнях має суттєве значення для розрахунку деформацій підсилених балок додатковою арматурою, встановленою після розвантаження згинного елемента.

2. Величина прогинів при розвантаженнях залежить від рівня завантаження і рівня розвантаження та відсотку армування. Запропонована методика визначення залишкових прогинів при розвантаженнях дозволяє врахувати вказані фактори.

ЛІТЕРАТУРА

1. Ремонт і підсилення несучих та огорожувальних конструкцій і основ промислових будинків і споруд. ДБН В.1.-1-2002. Держкомітет України з будівництва і архітектури. К, 2003, -с. 1-22.

2. Карпенко Н.И., Ерьшев В.А., Исследование деформаций железобетонных балочных плит на ветвях разгрузки. // Сб. Прочностные и деформационные характеристики элементов бетонных и железобетонных конструкций. НИИЖБ, Госстрой СССР, М; 1981 – с. 106-127.

3. Клименко Ф.Є. "Сталобетонні конструкції із зовнішнім полосовим армуванням" К., Будівельник, 1984р с 3-20.

4. Климов Ю.А., Голишев А.Б. Изменение №1 к СНиП 2.03.01-84* «Бетонные и железобетонные конструкции». // *Будівництво України*, 1996, №3, - с. 44-47.

5. Крамарчук А.П. Влияние избыточного напряженного состояния перед постановкой дополнительной арматуры на прочность сталебетонных изогнутых элементов. // *36. Будівельні конструкції, будівлі та споруди. Вісник ДонДАБА*, 2004(2) 44 – С. 90-98.

УДК 539.37

Г.Й.Боднар, к.т.н., Л.Ф.Дзюба, к.т.н., доцент, І.М.Ольховий, к.т.н., доцент (Львівський інститут пожежної безпеки МНС України),
Х.І.Ліщинська (Національний університет «Львівська політехніка»)

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ МІЦНОСТІ І ПРУЖНОСТІ МАТЕРІАЛІВ ФУТЕРІВКИ РОЛИКІВ БАЛАНСИРІВ КАНАТНОЇ ДОРОГИ

Розглядається питання порівняльної оцінки міцності і пружності чотирьох видів матеріалів (поліуретан, гума), що використовуються для футерівки роликів балансірів та тяглових коліс канатної дороги на основі експериментальних даних, отриманих шляхом випробувань матеріалів.

Актуальність задачі. На сьогодні підвісні канатні дороги широко застосовуються як в промисловості для транспортування вантажів, так і в рекреаційній сфері для перевезення людей. При використанні підвісних одноканатних доріг для перевезення людей надзвичайно важливим є забезпечення надійності їхньої роботи. Вихід з ладу підвісної крісельної канатної дороги для піднімання лижників на гору може привести до фізичних і психологічних травм людей, які в момент відмови знаходяться в кріслах на певній висоті над землею та ще й в умовах низьких температур.

Однією з причин відмови дороги та створення аварійної ситуації є знос футерівки роликів балансірів канатної дороги [1]. Внаслідок зносу змінюється форма канавки на футерівці роликів і тому не забезпечується прилягання канату до футерівки. Коли тягово-несучий канат одноканатної підвісної дороги займає нове положення у зношеній футерівці, не виключається і можливість заклинювання каната, розгойдування крісел та аварійної зупинки дороги.

Метою роботи є розробка методики дослідів і аналіз результатів експериментів з дослідження міцності і пружності декількох видів матеріалів, що використовуються для футерівки роликів та тягового колеса, та рекомендацій щодо використання цих матеріалів.

Робота виконувалась за господарським договором між Львівським інститутом пожежної безпеки МНС України та дирекцією бази відпочинку в Карпатах, де повинна експлуатуватися нова канатна дорога. Причиною вивчення питання стало надзвичайно швидке зношування встановленої згідно з проектом поліуретанової футерівки роликів балансірів під час пробних запусків канатної дороги.

Аналіз сумісної роботи каната і футерівки роликів на балансирах (рис.1) вказує на те, що причинами швидкого зношування футерівки можуть бути: 1) неналежний вибір матеріалу футерівки (матеріал має низькі пружні властивості і характеристики міцності); 2) неправильно розраховані сили тиску каната N (рис.1) на матеріал футерівки; в цьому випадку розрахункові напруження в матеріалі футерівки перевищують граничні значення.