

Савелов Д. В.
Кулинич С. А.

ВИЗНАЧЕННЯ ЗБУРЮЮЧОГО НАВАНТАЖЕННЯ, НЕОБХІДНОГО ДЛЯ УЩІЛЬНЕННЯ МЕТАЛЕВОГО ПОРОШКУ

На підставі аналізу науково-технічної літератури встановлено, що на сьогоднішній день для виробництва виробів з металевих порошків застосовують технологію вібраційного ущільнення металевих порошків, яка не враховує специфічні особливості та властивості порошкової суміші та не дозволяє отримувати з неї якісні та надійні порошкові вироби. Виходячи з аналізу поведінки матеріалів та існуючих реологічних моделей ущільнюваних середовищ визначено, що для опису дисперсної суміші з металевого порошку, яка піддається вібрації, запропонована узагальнена реологічна модель, яка одночасно враховує пружні властивості та внутрішню тертя між металевими частинками, яке пов'язує дотичні напруження (в'язкість) та зміну швидкості порошкового середовища. Встановлено, що у існуючих дослідженнях ця реологічна модель не застосовувалась для опису поведінки металевих порошків, як суцільного середовища, а їх коливання під дією вібраційного навантаження, не описувались хвильовим рівнянням коливань. Для запропонованої реологічної моделі ущільнювального порошкового середовища, яка враховує його пружні, в'язкі та пластичні властивості, складено хвильове рівняння коливань, для теоретичного аналізу якого застосований метод розв'язання у комплексних функціях. У результаті проведених теоретичних досліджень визначено фазову швидкість поширення збудження у порошковому середовищі, знайдено розв'язання хвильового рівняння коливань та виведено нові аналітичні вирази для визначення амплітудного напруження, яке виникає на поверхні та в основі ущільнюваного шару металевого порошку залежно від координати. На підставі умови, яка описує ущільнюваність, отримано аналітичний вираз для визначення амплітуди збудження поверхні металевого порошку, яка необхідна для досягнення його повного ущільнення. За визначеним значенням амплітуди збудження визначається амплітудне значення збуджуючої сили вібраторів для оснащення ними вібраційного робочого органу.

Ключові слова: реологічна модель, металевий порошок, напруження, деформація, амплітуда коливань.

Технологічний процес вібраційного ущільнення металевого порошку реалізується шляхом взаємодії робочого вібраційного органу з порошковим середовищем. При цьому ефективність ущільнення порошкової суміші суттєво залежить від технологічних режимів вібраційної дії – амплітуди та частоти коливань вібраційного робочого органу, а також тривалості вібраційної дії.

Під час виробництва виробів з металевих порошків використовують певні вібраційні методи, у яких для робочих органів формувального обладнання застосовується амплітуда коливань робочого органу 0,4 мм і частоти коливань в діапазоні від 10000 до 20000 кол/хв. Однак усі ці дані різняться щодо металевих порошків та їх можливих композицій з різними фізико-механічними характеристиками та структурним складом. Крім того, копіювання відомих технологічних режимів вібрації та операцій без належного обліку специфічних особливостей та властивостей порошкових матеріалів та композицій не дозволяє проявитися належним чином позитивним якостям виробів з металевих порошків. Усе це дозволяє зробити висновок про те, що можливості теоретичного аналізу процесів вібраційного ущільнення металевих порошків і точність отримуваних результатів значною мірою залежать від прийнятої реологічної моделі, якою моделюється порошкове середовище, а дослідження цих процесів і сьогодні є актуальними.

Існує багато теоретичних досліджень, у яких розглядається процес взаємодії віброуючого робочого органу з середовищем. Ущільнюване середовище, як правило, моделюється реологічними моделями, які є різним поєднанням пружного, пластичного елемента та елемента тертя. У цих дослідженнях поведінка деформованих середовищ моделювалася пружною моделлю Гука [1], в'язкого (моделі Ньютона) [2] чи в'язкопружного (моделі Кельвіна – Фогта) тіла [3], моделлю Бінгама [4], моделлю Зінера [5], яка поряд з зворотною і незворотною деформацією описує оборотну високоеластичну деформацію, що найбільш наочно проявляється у полімерів, та іншими. Процес релаксації напружень у деформованих середовищах в елементарному поданні описувався моделлю Максвелла з послідовним поєднанням пружного та в'язкого елементів, а також багатоелементними моделями Куна [6] та Шкловського де Дружина [7]. У деяких випадках деформувальне середовище уявляли математичними кривими [8, 9].

На сьогодні встановлено, що найточніше ущільнюваний вібрацією металевий порошок можна уявити реологічною моделлю, яка одночасно враховує пружні властивості та внутрішнє тертя між металевими частинками, яке пов'язує дотичні напруження (в'язкість) та зміну швидкості порошкового середовища [10]:

$$\sigma(x,t) = E \cdot \frac{\partial u(x,t)}{\partial x} + \eta \cdot \frac{\partial u(x,t)}{\partial t}, \quad (1)$$

де u і x – ейлерова та лагранжева координати; σ – напруження, яке виникає в ущільнюваному об'ємі металевому порошку; E – динамічний модуль пружної деформації металевому порошку; η – коефіцієнт динамічної в'язкості, який враховує внутрішнє тертя в металевому порошку.

Саме ця модель є цікавою в контексті аналізу згасання амплітуди збудження, яке виникає внаслідок внутрішнього тертя (в'язкості).

Однак у існуючих дослідженнях така реологічна модель не застосовувалась для опису поведінки порошкового середовища, а його коливання, під дією вібрації, не описувалися хвилювими рівняннями коливань.

Отже, проведення теоретичних досліджень, спрямованих на науково-обґрунтоване визначення збурюючого вібраційного навантаження, необхідного для ефективного ущільнення порошкового середовища, є досить актуальним завданням.

Мета роботи полягає у аналітичному визначенні амплітуди коливань робочого органу та відповідного їй збурюючого вібраційного навантаження, необхідних для ефективного ущільнення металевих порошоків вібраційним методом.

У цій роботі для теоретичного визначення амплітуди коливань та відповідного вібраційного навантаження, необхідних для ущільнення металевому порошку, застосовано метод розв'язання у комплексних функціях [5, 10].

Для розв'язання поставленої задачі металевий порошок розглядається як суцільне порошкове середовище, на яке діє збудження $u(t)$ від пуансону 5 вібраційного робочого органу 2, яке з достатньою точністю описується виразом [5]:

$$u(0,t) = A \cdot \sin(\omega \cdot t), \quad (2)$$

де A – амплітуда зміщення; ω – частота збудження; t – поточний час.

Для виявлення закону поширення хвиль напружень порошкове середовище, яке знаходиться під пуансоном 5 вібраційного робочого органу 2, умовно розділимо на ряд елементарних об'ємів (рис. 1а). Пружно-в'язкі властивості порошкового середовища уявімо реологічною моделлю (рис. 1б).

Розглянемо процес деформування шару металевому порошку (рис. 1). Вважатимемо, що щільність ρ в елементарному об'ємі металевому порошку постійна, а її зміни відбуваються стрибкоподібно під час переходу від одного елементарного об'єму до іншого. Рух ущільнюваного середовища розглядатимемо лише у напрямку елементарного об'єму та в часі.

Отже, для цього одновимірному випадку диференціальне рівняння руху порошкового середовища матиме вигляд:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} = \rho \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}, \quad (3)$$

або з урахуванням (1):

$$E \cdot \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x^2} + \eta \cdot \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x \partial t} = \rho \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}. \quad (4)$$

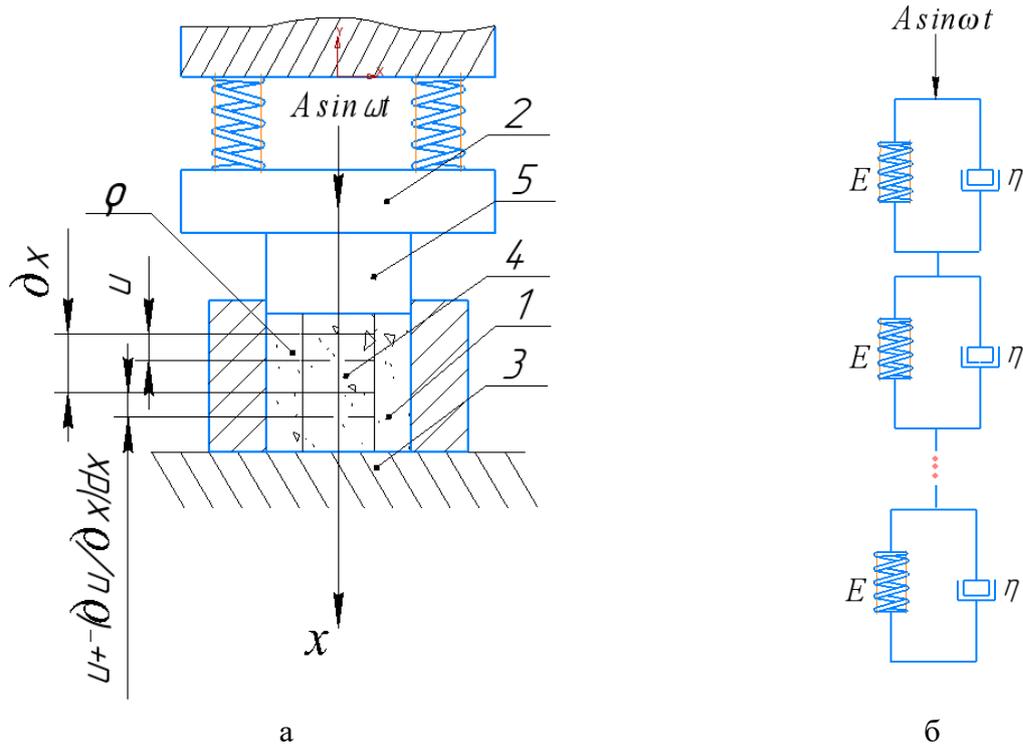


Рис. 1. Схема деформування шару металевго порошку а) та реологічна модель ущільнюваного порошкового середовища б) під дією навантаження $A \cdot \sin(\omega \cdot t)$:

1 – металевий порошок; 2 – вібраційний робочий орган; 3 – основа шару металевго порошку; 4 – елементарний стовп металевго порошку з n елементів

Розв’язання хвильового рівняння (4) будемо відшукувати за таких граничних умов [5]: за $x = 0$:

$$u(0, t) = A \cdot \sin(\omega \cdot t); \tag{5}$$

за $x = h$:

$$u(h, t) = 0, \tag{6}$$

де h – висота ущільнюваного шару металевго порошку.

Розв’язання рівняння (4) представимо як уявну частину комплексного числа [5]:

$$u(x, t) = \text{Im} \cdot [u(x) \cdot e^{i\omega t}], \tag{7}$$

Знак Im при співмножнику надалі для зручності будемо відкидати. Підставивши залежність (7) до виразу (4), отримаємо рівняння для визначення комплексної амплітуди коливань:

$$\frac{\partial^2 u(x)}{\partial x^2} + \frac{i\eta\omega}{E} \cdot \frac{\partial u(x)}{\partial x} + \frac{\rho \cdot \omega^2}{E} \cdot u(x) = 0. \tag{8}$$

Під час розв’язання характеристичного рівняння, складеного для рівняння (8), знайдемо його корені:

$$k_{1,2} = \frac{i\omega}{2 \cdot E} \cdot \left(-\eta \pm \sqrt{4 \cdot E \cdot \rho + \eta^2} \right). \tag{9}$$

Використовуючи рівняння (9), запишемо розв’язання так:

$$u(x) = D_1 \cdot \cos(k_1 \cdot x) + D_2 \cdot \sin(k_2 \cdot x), \quad (10)$$

де D_1 і D_2 – постійні інтегрування (комплексні амплітуди), які визначаються граничними умовами (5) і (6); k_1 і k_2 – хвильові числа.

Відомо, що хвильове число k можна записати так:

$$k = \frac{\omega}{c}, \quad (11)$$

де c – фазова швидкість поширення збурення у металевому порошку.

Для теоретичного визначення c прирівняємо праві частини виразів (10) і (11), зведемо ліву та праву частини у квадрат, та отримаємо вираз для визначення швидкостей c розповсюдження збурення у металевому порошку у вигляді:

$$c_{1,2} = \frac{2 \cdot E \cdot \omega}{\sqrt{\eta^2 \cdot (\omega^2 + 1) + 4 \cdot E \cdot \rho} \mu 2 \cdot \omega \cdot \eta \cdot \sqrt{4 \cdot E \cdot \rho + \eta^2}}. \quad (12)$$

На підставі розв'язання (10) перетворимо вираз (7):

$$u(x, t) = (D_1 \cdot \cos(k_1 \cdot x) + D_2 \cdot \sin(k_2 \cdot x)) \cdot e^{i \cdot \omega t}. \quad (13)$$

Підставляючи (13) до граничної умови (6), знайдемо співвідношення між постійними інтегруваннями D_1 і D_2 :

$$D_2 = -D_1 \cdot \frac{\cos(k_1 \cdot h)}{\sin(k_2 \cdot h)}. \quad (14)$$

З урахуванням (14) вираз (13) перетвориться до вигляду:

$$u(x, t) = D_1 \cdot \left[\frac{\cos(k_1 \cdot x) \sin(k_2 \cdot h) - \cos(k_1 \cdot h) \sin(k_2 \cdot x)}{\sin(k_2 \cdot h)} \right] \cdot e^{i \cdot \omega t}. \quad (15)$$

Шляхом підстановки виразу (15) до граничної умови (4), знайдемо постійну інтегрування D_1 у вигляді:

$$D_1 = A. \quad (16)$$

Підставляючи знайдене значення постійної інтегрування D_1 з (16) до виразу (15), знайдемо розв'язання рівняння (3), яке задовольняє граничним умовам (5) і (6) у комплексній формі:

$$u(x, t) = A \cdot \left[\frac{\cos(k_1 \cdot x) \sin(k_2 \cdot h) - \cos(k_1 \cdot h) \sin(k_2 \cdot x)}{\sin(k_2 \cdot h)} \right] \cdot e^{i \cdot \omega t}. \quad (17)$$

Враховуючи, що $e^{i\omega t} = \cos(\omega t) + i \sin(\omega t)$ знайдемо розв'язання рівняння (4), яке задовольняє граничним умовам (5) і (6):

$$u(x, t) = \frac{A}{\sin(k_2 \cdot h)} \cdot [\cos(k_1 \cdot x) \sin(k_2 \cdot h) + \cos(k_1 \cdot h) \sin(k_2 \cdot x)] \cdot \sin(\omega \cdot t). \quad (18)$$

Підставляючи розв'язання (18) до рівняння (1), визначимо напруження, яке виникає в ущільнюваному шарі, залежно від координати x :

$$\sigma(x, t) = \frac{A}{\sin(k_2 h)} \cdot [E \cdot (-k_1 \sin(k_1 x) \cdot \sin(k_2 h) + k_2 \cos(k_2 x) \cdot \cos(k_1 h)) \cdot \sin(\omega t) + 2 \cdot \eta \cdot \omega \cdot \cos(k_1 h) \cdot \sin(k_2 x) \cdot \cos(\omega t)]. \quad (19)$$

Підставляючи до виразу (19) значення координати $x = 0$ і $x = h$, визначимо зміну напружень, які виникають на поверхні:

$$\sigma(0, t) = \frac{A \cdot \sqrt{(E k_2 \cos(k_1 h))^2 + (\eta \omega \sin(k_2 h))^2}}{\sin(k_2 h)} \cdot \sin(\omega t - \varphi_1), \quad (20)$$

$$\text{де} \quad \varphi_1 = \arctg\left(\frac{\eta \cdot \omega \cdot \sin(k_2 h)}{E \cdot k_2 \cdot \cos(k_1 h)}\right); \quad (21)$$

та в основі шару металевго порошку:

$$\sigma(h, t) = \frac{A}{\sin(k_2 h)} \cdot [E \cdot (-k_1 \sin(k_1 h) \cdot \sin(k_2 h) + k_2 \cos(k_2 h) \cdot \cos(k_1 h)) \cdot \sin(\omega t) + 2 \cdot \eta \cdot \omega \cdot \cos(k_1 h) \cdot \sin(k_2 h) \cdot \cos(\omega t)]. \quad (22)$$

З виразу (19) витікає, що напруження, які виникають в ущільнюваному шарі металевго порошку, залежать від динамічного модуля пружної деформації E та коефіцієнту динамічної в'язкості η металевому порошку, його щільності ρ , товщини шару h , хвильових чисел k_1 і k_2 , амплітуди A і кутової частоти вимушених коливань ω .

Амплітудне напруження прямо пропорційне амплітуді збурення A . Отже, для того, щоб отримати потрібну щільність порошкового виробу по всій товщині ущільнюваного шару, необхідно вибрати значення величини A з умови ущільнюваності [5]:

$$\sigma(h, t) \geq \sigma_{oi}, \quad (23)$$

де σ_{oi} – мінімальне напруження, яке забезпечує граничне руйнування структури порошкової суміші та найбільш ефективно ущільнення.

Отже:

$$A = \frac{\sigma_{oi} \cdot \sin(k_2 h)}{E \cdot Z_1 \cdot \sin(\omega t) + \eta \cdot \omega \cdot Z_2 \cdot \cos(\omega t)}, \quad (24)$$

$$\text{де } Z_1 = -k_1 \sin(k_1 h) \sin(k_2 h) + k_2 \cos(k_2 h) \cdot \cos(k_1 h); \quad Z_2 = 2 \cos(k_1 h) \cdot \sin(k_2 h).$$

Теоретичні положення перевірялися на лабораторному вібраційному столі з такими основними параметрами: амплітуди коливань рухливої рами в режимі холостого ходу $A_{x,x}$ становили 0,4; 0,5; 0,8 і 1 мм; кутова частота вимушених коливань $\omega = 1674$ рад/с. Як матеріал для експериментальних досліджень використовувався тонкодисперсний порошок вольфраму марки ВЧ з насипною щільністю $\rho_0 = 4300$ кг/м³ з середнім розміром частинок 3,35 мкм. Порошок з такою насипною щільністю отримано змішуванням 70 % дрібнозернистого та 30 % крупнозернистого порошку. Як поверхнево-активну речовину до металевому порошку додавали суміш гліцерину та спирту у співвідношенні 1:1.

В результаті досліджень визначено необхідні оптимальні амплітуди напружень на поверхні $\sigma(0)$ та в основі $\sigma(h)$ порошкового шару при значеннях амплітуди коливань рухливої рами в режимі холостого ходу $A_{x,x} = 0,8 \dots 1$ мм під час ущільнення порошкових шарів товщиною від 10 до 40 мм.

На рис. 2 і 3 показано зміну амплітуди напружень на поверхні $\sigma(0)$ і в основі $\sigma(h)$ шару, що ущільнюється, залежно від відносної щільності ε металевого порошку при $A_{x,x} = 1$ мм.

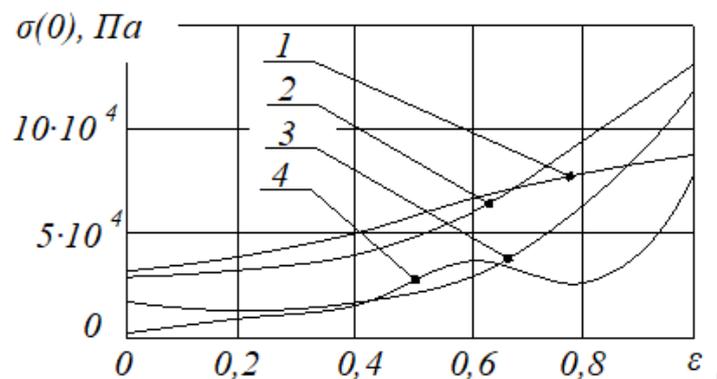


Рис. 2. Зміна напружень на поверхні $\sigma(0)$ шару металевого порошку залежно від відносної щільності ε і висоти h шару, що ущільнюється:

1 – при $h = 10$ мм; 2 – при $h = 20$ мм; 3 – при $h = 30$ мм; 4 – при $h = 40$ мм

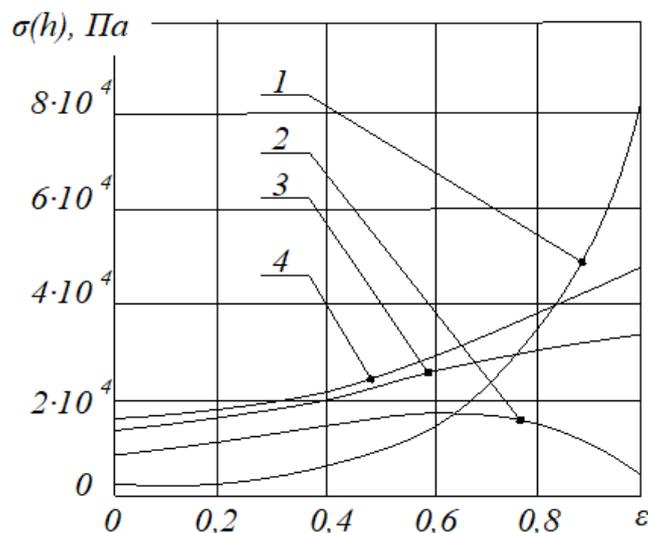


Рис. 3. Зміна напружень в основі $\sigma(h)$ шару металевого порошку залежно від відносної щільності ε і висоти h шару, що ущільнюється:

1 – при $h = 10$ мм; 2 – при $h = 20$ мм; 3 – при $h = 30$ мм; 4 – при $h = 40$ мм

Встановлено, що напруження залежать від типу металевого порошку та висоти ущільнюваного шару h . При менших висотах порошкового шару потрібні підвищені напруження. Це пояснюється тим, що при малих висотах ущільнюваність металевого порошку гірше ніж для більших висот порошкового шару, оскільки переміщення та переорієнтація металевих частинок є більш ускладненою.

Представлені на рис. 2 і 3 графічні результати показують, що для вибраного вібраційного режиму при ущільненні шарів висотою h , що дорівнює 10, 30 і 40 мм зі збільшенням відносної щільності ε амплітуда напружень збільшується як на поверхні $\sigma(0)$, так і в основі $\sigma(h)$ шару металевого порошку.

При висоті h шару 20 мм на кінцевій стадії процесу ущільнення відбувається зменшення амплітуди напружень з 16000 Па до 3500 Па в основі шару, що ущільнюється (рис. 3). Отже, тривалість процесу вібраційного ущільнення буде збільшуватися.

ВИСНОВКИ

1. Для запропонованої реологічної моделі металевого порошку складено хвильове рівняння коливань, в результаті розв'язання якого виведено нові аналітичні вирази для визначення амплітудного напруження, яке виникає на поверхні та в основі ущільнюваного шару металевого порошку залежно від координати.

2. Для порошку вольфраму марки ВЧ прийнятої консистенції аналітично визначені та експериментально доведені чисельні значення ефективних амплітуд коливань пуансону вібраційного робочого органу, які становлять 0,8...1 мм при кутовій частоті вимушених коливань $\omega = 1674$ рад/с.

3. На підставі знайденого значення амплітуди коливань пуансону вібраційного робочого органу, необхідної для його повного ущільнення, визначається амплітудне значення збуджуючої сили збудників вібрації для розробки вібраційного збудника робочого органу ущільнювальної установки.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Chen X., Wu S., Zhou J. Experimental study and analytical formulation of mechanical behavior of concrete. *Construction and Buildings Materials*. 2013. Vol. 47. P. 662–670.
2. Tattersall G. H. Effect of Vibration on the Rheological Properties of Fresh Cement Pastes and Concretes. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*, P. F. G. Banfill, ed., University of Liverpool, UK, Mar. 16-29, Chapman and Hall, London. 1990. P. 323–338.
3. Kakuta S., Kojima T. Rheology of Fresh Concrete under Vibration. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*, P. F. G. Banfill, ed., University of Liverpool, UK, Mar. 16-29, Chapman and Hall, London. 1990 P. 339–342.
4. P. F. G. Banfill, et al. Rheology and vibration of fresh concrete: Predicting the radius of action of poker vibrators from wave propagation. *Cement and Concrete Research*. 2011. Vol. 41, № 9. P. 932–941.
5. Маслов О.Г., Савелов Д.В. Визначення збуджуючого навантаження, необхідного для ущільнення полімерного бетону. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2019. №2 (115). С. 141–145. <https://doi.org/10.30929/1995-0519.2019.2.140-145>
6. Hu C., Larrard F. The Rheology of Fresh High-Performance Concrete. *Cement and Concrete Research*. 1996. Vol. 26, №. 2. P. 283–294.
7. Szwabowski J. Influence of Three-Phase Structure on the Yield Stress of Fresh Concrete. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*, P. F. G. Banfill, ed., University of Liverpool, UK, Mar. 16-29, 1990, Chapman and Hall, London. 1990. P. 241–248.
8. Kłosiński J., Trąbka A. Frequency analysis of vibratory device model. *Pneumatyka*. 2010. Vol. 1. P. 46–49 [in Polish].
9. Żółtowski B. Research of machine dynamics. *Wyd. MARKAR, Bydgoszcz*. 2002. [in Polish].
10. Савелов Д.В., Кобильська О.Б., Соколов М. Аналітичне визначення амплітуди коливань, необхідної для ущільнення металевого порошку при його моделюванні реологічною моделлю. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. Випуск 2 / 2024. С. 86–91. <https://doi.org/10.32782/1995-0519.2024.2.12>.

REFERENCES

1. Chen X., Wu S., Zhou J. Experimental study and analytical formulation of mechanical behavior of concrete. *Construction and Buildings Materials*. 2013. 47, pp. 662–670.
2. Tattersall G.H. Effect of vibration on the rheological properties of fresh cement pastes and concretes. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*. University of Liverpool. UK. Mar. 16-29. Chapman and Hall. London, 1990, pp. 323–338.
3. Kakuta S., Kojima T. Rheology of fresh concrete under vibration. *Rheology of Fresh Cement and Concrete, Proceedings of the International Conference*. University of Liverpool UK Mar. 16-29 Chapman and Hall London. 1990, pp. 339–342.
4. Banfill P.F. G *et al.* Rheology and vibration of fresh concrete: Predicting the radius of action of poker vibrators from wave propagation. *Cement and Concrete Research*. 2011. 41, pp. 932–941.
5. Maslov O.G., Savielov D.V. Determination of the exciting load necessary for the compaction of polymer concrete. *Transactions of Kremenichuk Mykhailo Ostrohradskyi National University*. 2019. 2 (115), pp. 141–145 (in Ukrainian). <https://doi.org/10.30929/1995-0519.2019.2.140-145>
6. Hu C., Larrard F. The rheology of fresh high-performance concrete. *Cement and Concrete Research*. 1996. 26. 2, pp. 283–294.
7. Szwabowski, J. Influence of three-phase structure on the yield stress of fresh concrete. Rheology of fresh cement and concrete. *Proceedings of the International Conference*. University of Liverpool. UK. Mar. 16-29. 1990. Chapman and Hall. London. 1990, pp. 241–248.
8. Kłosiński J., Trąbka A. Frequency analysis of vibratory device model. 2010. *Pneumatyka*. 1. pp. 46–49. (in Polish).
9. Żółtowski B. Research of machine dynamics. *Wyd. MARKAR*. Bydgoszcz. 2002. pp. 124–127. (in Polish).
10. Savielov D., Kobylska O., Sokolov M. The analytical determination of the amplitude of oscillations necessary for the compensation of metal powder when its simulation by a rheological model. *Transactions of Kremenichuk Mykhailo Ostrohradskyi National University*. 2024. 2(24), pp. 86–91. (in Ukrainian). <https://doi.org/10.32782/1995-0519.2024.2.12>

Savielov D., Kulynych S. Determination of the disturbing load required for the compaction of metal powder.

The main goal of these studies is to determine the amplitude of vibrations of the working body and the corresponding vibration load necessary for the compaction of metal powders. On the basis of a thorough analysis of the scientific and technical literature, it was established that today, for the production of products from metal powders, the technology of vibration compaction of metal powders is used, which does not take into account the specific features and properties of the powder mixture and does not allow obtaining high-quality and reliable powder products from it. Based on the analysis of the behavior of materials and existing rheological models of compacted media, it was determined that a generalized rheological model is proposed for a dispersed mixture of metal powder that is subject to vibration, in which internal friction is taken into account under the action of an external load. It was established that in the existing studies, the rheological model was not used to describe the behavior of the polymer concrete mixture as a continuous medium, and its oscillations, under the influence of vibration, were not described by the wave equation of oscillations. For the proposed rheological model of compacting polymer concrete mixture, which takes into account its elastic, viscous and plastic properties, a wave equation of oscillations was developed, for the theoretical analysis of which the solution method in complex functions was applied. As a result of the conducted theoretical studies, the phase speed of excitation propagation and the absorption coefficient, which characterizes the decrease of excitation when moving away from the source of excitation, were determined, the solution of the wave equation of oscillations was found, and analytical expressions were derived for determining the amplitude stress that occurs on the surface and at the base of the compacted layer of polymer concrete depending on from the coordinate. On the basis of the condition that describes compaction, an analytical expression was obtained for determining the excitation amplitude of the polymer concrete surface, which is necessary for its complete compaction. Based on the determined value of the excitation amplitude, the amplitude value of the excitation force of the vibrators for equipping the vibrating working body with them is determined.

Keywords: rheological model, metal powder, stress, deformation, amplitude of oscillations.

Савелов Дмитро Володимирович – канд. техн. наук, доцент каф. «Машинобудування» КрНУ

Savielov Dmitry – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor at the Department of Mechanical Engineering KrNU

E-mail: dvsavelov@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5170-9621>

Кулинич Сергій Анатолійович – аспірант кафедри «Машинобудування» КрНУ

Kulynych Serhii – PhD student at the Department of Mechanical Engineering KrNU

E-mail: xlstrn@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-6450-6690>

КрНУ – Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, м. Кременчук

KrNU – Kremenichuk Mykhailo Ostrohradskyi National University, Kremenichuk

Стаття надійшла до редакції 15.07.25 р.