УДК 621.452.32 **doi: 10.32620/aktt.2025.4sup1.22**

І. В. ЗОРІК, О. В. ШОРІНОВ, С. М. НИЖНИК, Р. С. ІПАТОВ, Д. М. НАГОРНИЙ

Національний аерокосмічний університет «Харківський авіаційний інститут», Харків, Україна

ВПЛИВ РЕЖИМІВ РОБОТИ НАГРІВАЧА УСТАНОВКИ ГАЗОДИНАМІЧНОГО НАПИЛЮВАННЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ НАГРІВАННЯ СТИСНЕНОГО ПОВІТРЯ

Одним із основних параметрів процесу холодного газодинамічного напилювання, який впливає на формування фізико-механічних характеристик покриттів та коефіцієнт використання порошку, є швидкість та температура частинок порошку при зіткненні з поверхнею. Прискорення та нагрівання частинок порошку відбувається в надзвуковому звужувально-розширному соплі для напилювання, в яке подається гарячий потік під тиском від омічного електричного нагрівача. Від температури газу залежить швидкість потоку в надзвуковому соплі, а, відповідно, і частинок порошку, які знаходяться в цьому потоці. ***Предметом*** *дослідження є закономірності та характеристики нагрівання стисненого повітря в нагрівачі установки для холодного газодинамічного напилювання.* ***Метою роботи є*** *встановлення закономірностей нагрівання потоку стисненого повітря в розробленому нагрівачі залежно від зміни витрати повітря через сопло та потужності нагрівальних елементів.* ***Завдання:*** *виконати чисельне моделювання нагрівання стисненого потоку повітря при його протіканні через нагрівач установки для напилювання з урахуванням зміни витратної характеристики повітря та потужності нагрівача.* ***Методи дослідження.*** *Як інструмент чисельного моделювання застосовувався обчислювальний пакет на основі методу скінченних елементів SolidWorks Flow Simulation.* ***Результати.*** *За результатами чисельного моделювання встановлено, що розрахункова потужність нагрівача (18,5 кВт) забезпечує нагрівання потоку повітря з тиском 2,5 МПа до заданої температури на виході 800 К за умови максимальної витрати повітря 0,001 м^3/с. Отримано дані щодо температури нагрівання потоку в залежності від зміни витратної характеристики. Встановлено, що зменшення витрати до 0,0008 м^3/с і 0,0006 м^3/с (що становить 80% і 60% від максимальної витрати відповідно) впливає на зменшення потужності нагрівача до 15 кВт і 12 кВт відповідно, необхідних для забезпечення зазначеної вихідної температури.* ***Висновки.*** *Встановлено зв'язок між витратою повітря через сопло та необхідною потужністю нагрівача для досягнення заданої температури потоку на виході з нього. Отримані результати можуть бути використані для призначення режимів холодного газодинамічного напилювання покриттів із забезпеченням їх високої якості та ефективності процесу.*

Ключові слова: *газовий потік, CFD-моделювання, надзвукове сопло, покриття, витрата газу, деформація, високошвидкісне зіткнення, тепломасообмін, теплова енергія, інженерія поверхні, фізико-технічне оброблення.*

Вступ

Холодне газодинамічне напилення – це технологія нанесення покриттів, яка стрімко розвивається. Особливістю є те, що формування покриття відбувається за рахунок високошвидкісного удару частинок порошку в твердому стані за температури, нижчої за температуру плавлення матеріалу з якого вони отримані.

Усі системи холодного газодинамічного напилювання працюють за одними й тим самим основним принципом й мають однакові базові компоненти, схематично зображені на рис. 1 [1].

Стиснене газоподібне середовище – гелій, азот або повітря – подається з ресиверу в електричний нагрівач. Газ, що протікає через нагрівач, зазвичай називають основним або робочим газом. Тиск газу на вході може сягати 7,5 МПа. Температура газу

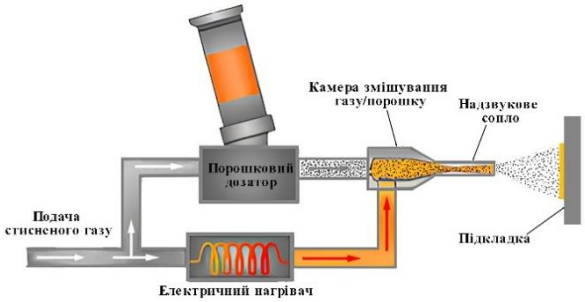

Рис. 1. Схематичне зображення процесу холодного газодинамічного напилення

підвищується під час проходження через нагрівач. Залежно від типу обладнання, температура нагрівання може сягати 1000 К і більше.

Creative Commons Attribution NonCommercial 4.0 International

ISSN 1814-4225 (print)
ISSN 2663-2012 (online)

Основний робочий газ надходить із нагрівача до сопла. Газ, що подається в порошковий дозатор, зазвичай називають транспортуючим газом. Контрольована кількість порошку вводиться в потік транспортуючого газу за допомогою порошкового дозатора. Суміш порошку з газом надходить у сопло, де змішується з основним робочим газом. Частинки порошку нагріваються потоком перед потраплянням у сопло, однак залишаються в твердому стані протягом усього процесу. Газо-порошкова суміш проходить через надзвукове сопло (сопло Лаваля), де газ розширюється до надзвукової швидкості. Потік прискорює частинки порошку до швидкості від кількох сотень до понад тисячу метрів за секунду. Частинки вдаряються об підкладку, розташовану на відстані від 10 мм до 50 мм від вихідного перерізу сопла. За певних умов частинки зазнають пластичної деформації та з'єднуються з підкладкою або з раніше закріпленими частинками [2].

Електричний нагрівач використовується для нагрівання робочого газу з витратою G до необхідної температури. Максимальна температура й тиск обмежені можливостями системи, такими як потужність нагрівача, елементів системи та матеріалу сопла. Збільшення тиску й температури підвищує вартість і складність системи [3].

Зростання робочого тиску газу впливає на збільшення витратної характеристики, що, в свою чергу, впливає на потенційно досяжну максимальну температуру газу в системі, обмежену наявною потужністю нагрівача та ефективністю теплопередачі [4].

Основною метою нагрівання газу є досягнення високих швидкостей потоку, а, отже, й більших значень швидкостей частинок на виході з сопла. Під час процесу холодного газодинамічного напилювання може відбуватися пом'якшення частинок порошку, що в деяких випадках може мати позитивний ефект [5].

Отже, забезпечення високих показників якості покриттів та ефективності процесу холодного газодинамічного напилювання можливе за рахунок досягнення частинками порошку необхідних швидкостей та температур в момент зіткнення з підкладкою. Особливої уваги при цьому заслуговує нагрівач газу.

1. Постановка задачі дослідження

Як було зазначено вище, швидкість частинок порошку при нанесенні покриттів безпосередньо залежить від швидкості потоку, в якому вони знаходяться [6]. В свою чергу на швидкість потоку впливає температура, яка подається до надзвукового сопла після нагрівача. Для пояснення цього можна скористатися законом для ідеального газу

$$P^* = \frac{m}{V^*} RT^* = \rho^* RT^*, \quad (1)$$

де m – маса газу;

V^* – об'єм газу;

R – газова стала, R = 8,3144 Дж/моль*К;

T^* – температура газу;

ρ^* – густина газу.

Зміна площі поперечного перерізу сопла A дозволяє визначити число Маха (M) за наступним рівнянням [7]

$$\frac{A}{A^*} = \left(\frac{1}{M}\right)\left[\left(\frac{2}{\gamma+1}\right)\left(1+\frac{\gamma-1}{2}M^2\right)\right]^{\gamma/(2\gamma-1)}, \quad (2)$$

де A – площа поперечного перерізу сопла у певній точці;

A^* – площа критичного перерізу;

γ – коефіцієнт питомої теплоємності.

Після визначення числа Маха для заданої площі поперечного перерізу розширюваної частини сопла можна обчислити швидкість газу:

$$v_g = M\sqrt{\gamma RT_g} = M\sqrt{\frac{\gamma RT_o}{1+\left[(\gamma-1)/2\right]M^2}}, \quad (3)$$

де T_g – температура газу;

T_o – температура гальмування газу на вході в сопло.

Аналіз рівнянь (1) та (2) показує, що збільшення температури гальмування T_o при сталому значенні тиску гальмування (P_o) призводить до зменшення густини газу ρ_g та, відповідно, до збільшення швидкості газу v_g.

Після того як параметри газу в соплі визначено, можна розрахувати швидкість частинок (v_p) [8]

$$m_p \frac{dv_p}{dt} = m_p v_p \frac{dv_p}{dx} = \frac{C_D A_p \rho_g \left(v_g - v_p\right)^2}{2}, \quad (4)$$

де m_p – маса частинки, швидкість частинки;

C_D – коефіцієнт лобового опору частинки;

ρ_g – густина газу;

v_g – швидкість газу;

A_p – площа поперечного перерізу частинки відповідно.

Згідно з рівнянням (4), зі зменшенням густини газу ρ_g і зростанням сили опору, що діє на частинку, збільшується швидкість частинок v_p. Існує критична температура газу, нижче якої не відбувається осадження частинок [9], і саме за цієї температури частинки досягають критичної швидкості v_{crit}. Окрім підвищення швидкості частинок v_p, попередній піді-

грів робочого газу також підвищує температуру частинок T_p, що сприяє їх кращій пластичній деформації при ударі [3, 8].

Крім того, збільшення T_p веде до зниження критичної швидкості v_{crit} внаслідок термічного пом'якшення частинок [10], що забезпечує ефективне осадження частинок на підкладці.

Масова витрата газу (G_g) у соплі пов'язана з температурою гальмування T_o [11]

$$G_g = \frac{P_o}{\sqrt{T_o}} A^* \sqrt{\frac{\gamma}{R}} \left(1 + \frac{\gamma - 1}{2}\right)^{\left(\frac{\gamma+1}{2-2\gamma}\right)} \quad (5)$$

де G_g – масова витрата газу;

P_o – тиск гальмування;

З рівняння (5) видно, що G_g змінюється обернено пропорційно до $\sqrt{T_o}$, отже, підвищення температури T_o має позитивний вплив на процес напилювання, оскільки зменшує витрату газу, що в результаті знижує собівартість напилювання покриття, що особливо важливим є при використанні гелію в якості робочого газу [11]. Крім того, збільшення T_o допомагає подолати проблему низької міцності зчеплення в покриттях, отриманих холодним газодинамічним напилюванням з робочим тиском до 1,0 МПа. Проте збільшення T_o також підвищує ризик налипання частинок порошку в критичному перерізі сопла при напилюванні металів із низькою температурою плавлення, таких як алюміній, олово тощо [12].

Витрата газу G_g зростає зі збільшенням діаметру критичного перерізу сопла при постійному тиску P_o, що призводить до зменшення швидкості частинок порошку v_p в тому випадку, якщо потужність нагрівача також залишається без змін [13].

Об'єкт дослідження – нагрівач стисненого повітря – подано на рис. 2.

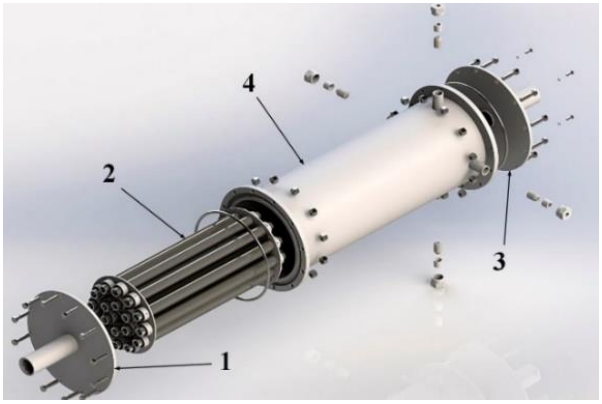

Рис. 2. Конструкція нагрівача стисненого повітря

Нагрівач має модульну конструкцію та складається з корпусної частини 4 в середину якої монтується блок нагрівальних елементів 2 та закривається вхідним 3 та вихідним 1 фланцями.

Отже, забезпечення стабільної роботи нагрівача з можливістю підтримання необхідних значень температури газу при зміні робочого тиску газу та геометрії сопла (і як результат – витратної характеристики) є важливим для забезпечення високої якості покриттів та ефективності процесу напилювання.

2. Чисельне моделювання процесу

Для оцінки впливу потужності нагрівальних елементів та витрати газу через сопло в цьому дослідженні було виконано чисельне моделювання з використанням програмного пакету SolidWorks Flow Simulation.

Сучасні пакети обчислювальних програм, такі як Comsol, MSC/Nastran, CFX, Fluent, Star-CD, LS-Dyna, Ansys, Abaqus, Flow Vision, MSC/Marc, Magmasoft, SolidWorks/FlowSimulation та ін. дають можливість вирішення завдань конвективного теплообміну, завдань у галузі гідро- та газодинаміки, тепломассобмінних процесів тощо. У цих програмах використовуються як метод сіток, так і метод скінчених елементів, які дозволяють проводити дискретизацію розрахункових областей та відстежувати рух частинок середовища з будь-якою, наперед заданою, точністю. Ефективність цих методів підтверджується багатьма дослідженнями [14, 15].

Програмний пакет SolidWorks і, зокрема, його модуль для моделювання течії рідин і газів – Flow Simulation, є одним з найбільш ефективно використовуваних пакетів, що дає можливість розрахувати рух потоків різних теплоносіїв (газів, рідин) у каналах різної конфігурації внутрішніх, а також при обтіканні твердотільних моделей, побудованих у CAD-середовищі SolidWorks.

Програмний пакет Flow Simulation описує рух потоку на основі рішення системи рівнянь Нав'є-Стокса, яка є інтерпретацією законів збереження маси, імпульсу та енергії для потоку газу. Рівняння доповнені виразами стану рідини, які визначають природу газу та емпіричними залежностями їхньої густини, в'язкості та теплопровідності від температури.

Існуючі моделі, які отримали найбільшого розповсюдження, використовують наступний математичний апарат: рівняння збереження маси, імпульсу та енергії нестаціонарної просторової течії в декартовій системі координат, що обертається з кутовою швидкістю Ω навколо осі, що проходить через її початок [8].

У разі введення до розрахунку стиснених текучих середовищ, на додаток до вищезгаданим рівнянням, вводиться наступний вираз, що описують зміну густини.

Для проведення розрахунків внутрішньої течії необхідно описати розрахункову область та задати

ISSN 1814-4225 (print)
ISSN 2663-2012 (online)

початкові та граничні умови. При описанні задачі задано наступні параметри загальних налаштувань:

– тип задачі – розрахунок внутрішньої течії;

– враховується теплопровідність та радіаційний теплообмін з вказанням типу стінок «реальна стінка» та параметрами шорсткості 80 мікрометрів;

– використовується текуче середовище – повітря з вологістю 30% з вказаними початковими параметрами температури 293,2 К та тиском 2,5 МПа;

– інтенсивність турбулентності 2%.

– для всіх деталей заданні реальні властивості матеріалів.

В якості граничних умов задано повний тиск повітря на виході з нагрівача та витратні характеристики на вході в нагрівач. Щодо підводу теплової енергії вказується загальна потужність на всіх спіралях нагрівача.

3. Результати моделювання

Після завдання всіх параметрів проводилися розрахунки, за результатами яких можна визначити наступні параметри: розподіл температури повітря як в перерізі 3D моделі (рис. 3), так і в окремій епюрі (рис. 4), а також температуру на поверхні спіралі (рис. 5).

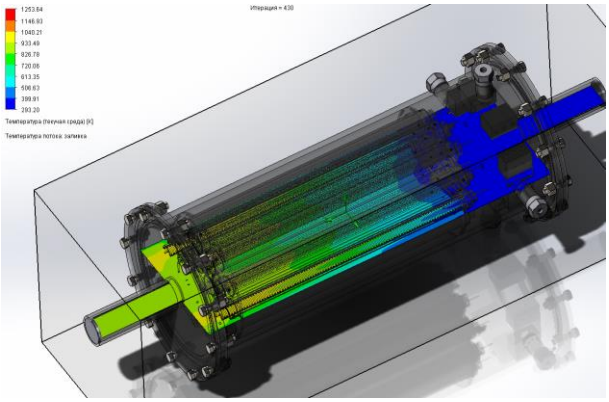

Рис. 3. Розподіл температури повітря в нагрівачі в перерізі 3D моделі

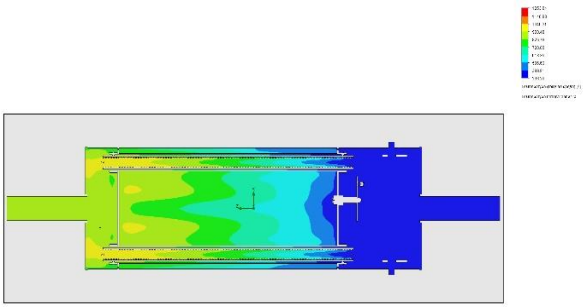

Рис. 4. Розподіл температури повітря в нагрівачі в окремій епюрі

Проведено розрахунки при максимальних витратних характеристиках 0,0010 м^3/с (100%), а також 0,0008 м^3/с (80%) та 0,0006 м^3/с (60%), при тиску повітря на вході 2,5 МПа.

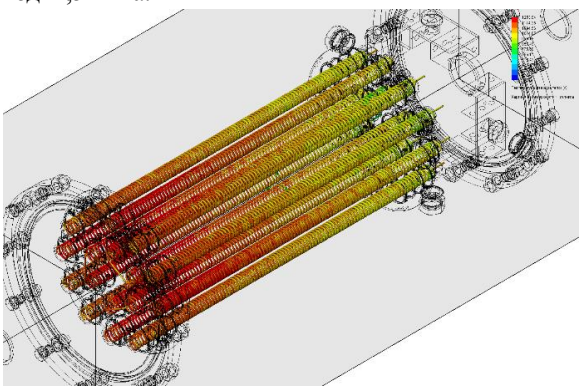

Рис. 5. Розподіл температури на поверхні спіралі

На графіку (рис. 6) показані температури повітря на виході з нагрівача в залежності від підведеної енергії до спіралей та витратній характеристиці.

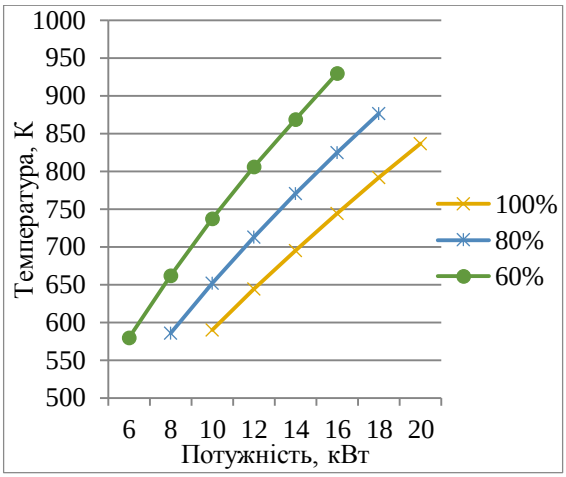

Рис. 6. Температура повітря на виході з нагрівача в залежності від потужності нагрівача та витраті повітря при постійному початковому тиску 2,5 МПа

З рис. 6 видно, що зменшення витрати повітря через нагрівач при постійному тиску гальмування призводить до зменшення потужності нагрівача за умови забезпечення заданої вихідної температури. Так, для досягнення необхідної температури потоку 800 К при витраті повітря 0,001 м^3/с, 0,0008 м^3/с і 0,0006 м^3/с потрібна потужність нагрівача складає 18,5 кВт, 15 кВт і 12 кВт.

За результатами проведеного моделювання підтверджено можливість забезпечення нагрівачем необхідної температури потоку (800 К), що подається в сопло при робочому тиску 2,5 МПа. Потужність нагрівача також забезпечує досягнення вищих значень темпера-

тури при встановленій максимальній витратній характеристиці потоку. Зменшення витрати повітря (до 60% від максимального значення) дозволяє отримати температуру нагрівання потоку близько 950 °С із збереженням надійної роботи нагрівальних елементів нагрівача.

Аналіз графіків, представлених на рис. 6 та розподілу температур на поверхні нагрівального елементу, дозволив зробити висновок, що для підвищення температури нагрівання повітря, можна підводити більше енергії, але достатньо обережно, оскільки спіралі, які виконані із хромонікелевих сплавів типу Х20Н80, наближаються до верхньої межі робочих температур 1100 °С, хоча короткочасно можуть працювати при температурах до 1250 °С. Задля ще більшого підвищення температури повітря на виході можна змінити матеріал спіралей та виробляти їх з матеріалів типу Х23Ю5Т (сплав 875 (W-KA1), найбільша робоча температура якого 1400 °С, та застосовується для потужних електронагрівальних пристроїв, лабораторних та промислових пічок.

Висновки

За результатами виконаного чисельного моделювання нагрівання стисненого повітря в нагрівачі установки холодного газодинамічного напилювання встановлено вплив витратної характеристики повітря через сопло, а також потужності нагрівальних елементів на температуру потоку на виході з нагрівача.

Результати досліджень мають важливе теоретичне і практичне значення та можуть бути використані для обґрунтування вибору раціональних режимів процесу холодного газодинамічного напилювання та забезпечення високих показників якості покриттів та ефективності процесу напилювання.

Внесок авторів: формулювання проблеми – **О. В. Шорінов**; огляд та аналіз інформаційних джерел – **Р. С. Іпатов, Д. М. Нагорний**; чисельне моделювання – **І. В. Зорік, С. М. Нижник**; аналіз результатів моделювання – **О. В. Шорінов, І. В. Зорік**; написання, редагування статті – **О. В. Шорінов, Р. С. Іпатов.**

Конфлікт інтересів

Автори заявляють, що немає конфлікту інтересів щодо цього дослідження, фінансового, особистого, авторського чи іншого, який міг би вплинути на дослідження та його результати, представлені в цій статті.

Фінансування

Дослідження проводилося без фінансової підтримки.

Наявність даних

Рукопис немає супутніх даних.

Використання штучного інтелекту

Автори підтверджують, що вони не використовували методи штучного інтелекту при створенні представленої роботи.

Усі автори прочитали та погодилися з опублікованою версією рукопису

Література

1. *Cold spray: over 30 years of development toward a hot future [Text] / D. Guo, M. Kazasidis, A. Hawkins, & et al. // Journal of thermal spray technology. – 2022. – Vol. 31. – P. 866–907. doi: 10.1007/s11666-022-01366-4.*

2. *Simulating multi-particle deposition based on CEL method [Text] : studing the effects of particle and substrate temperature on deposition / K. Tan, W. Hu, O. Shorinov, Y. Wang // Aerospace technic and technology. – 2024. – № 1 (193). – P. 64–75. doi: 10.32620/aktt.2024.1.06*

3. *High rate deposition in cold spray [Text] / O. C. Ozdemir, P. Schwartz, S. Muftu, & et al. // Journal of thermal spray technology. – 2021. – Vol 30. – P. 344–357. doi: 10.1007/s11666-020-01135-1.*

4. *Hu W. Optimization of particle acceleration parameters of special cold spray nozzles via neural network and genetic algorithm [Text] / W. Hu, & O. Shorinov // Aerospace technic and technology. – 2024. – № 4 (196). – P. 64–70. doi: 10.32620/aktt.2024.4.08.*

5. *Tan, K. Numerical study on simulating the deposition process of cold spray multi-particle Al-6061 based on CEL method [Text] / K. Tan // Mechanics and advanced technologies. – 2024. – Vol. 8, № 1(100). – P. 23–29. doi: 10.20535/2521-1943.2024.8.1(100).*
295144.

6. *Study of a cold spray nozzle throat on acceleration characteristics via CFD [Text] / W. J. Hu, K. Tan, S. Markovych, & X. L. Liu // Journal of engineering sciences. – 2021. – Vol. 8, № 1. – P. F19–F24. doi: 10.21272/jes.2021.8(1).f3.*

7. *From particle acceleration to impact and bonding in cold spraying [Text] / T. Schmidt, H. Assadi, F. Gärtner, & et al. // Journal of thermal spray technology. – 2009. – Vol. 18, № 5-6. – P. 794–808. doi: 10.1007/s11666-009-9357-7.*

8. *Nastic, A. Evaluation of heat transfer transport coefficient for cold spray through computational fluid dynamics and particle in-flight temperature measurement using a high-speed IR camera [Text] / A. Nastic, & B. Jodoin // Journal of thermal spray technology. – 2018. – Vol. 27, № 8. – P. 1491–1517. doi: 10.1007/s11666-018-0787-y.*

9. *Li, C.-J. Deposition characteristics of titanium coating in cold spraying [Text] / C.-J. Li, & W.-Y. Li // Surface and coatings technology. – 2003. – Vol. 167,*

ISSN 1814-4225 (print)
ISSN 2663-2012 (online)

№ 2-3. – P. 278–283. doi: 10.1016/s0257-8972(02) 00919-2.

10. *The cold spray process and its potential for industrial applications [Text] / H. Kreye, T. Schmidt, F. Gärtner, & T. Stoltenhoff // Itsc2005, Basel, Switzerland, 2–4 May 2005 ; ed. by E. Lugscheider. – [S. l.], 2005. – P. 158-163. doi: 10.31399/asm.cp.itsc 2005p0158.*

11. *Jodoin, B. Cold spray modeling and validation using an optical diagnostic method [Text] / B. Jodoin, F. Raletz, & M. Vardelle // Surface and coatings technology. – 2006. – Vol. 200, № 14-15. – P. 4424–4432. doi: 10.1016/j.surfcoat.2005.02.209.*

12. *Bray, M. Recent developments of the laser-assisted cold spray process and deposit characterisation [Text] / M. Bray, A. Cockburn, & W. O'Neill // PICALO 2008: 3rd pacific international conference on laser materials processing, micro, nano and ultrafast fabrication, Beijing, People's Republic of China. – [S. l.], 2008. doi: 10.2351/1.5057058.*

13. *Alonso, L. An optimisation method for the cold-spray process: on the nozzle geometry [Text] / L. Alonso, M. A. Garrido, P. Poza // Materials & design. – 2022. – Vol. 214. – Article no. 110387. doi: 10.1016/j.matdes.2022.110387.*

14. *Числове дослідження змішування в системі генерації газової суміші [Текст] / В. Є. Гайдачук, О. В. Шипуль, С. О. Заклінський, & та ін. // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2021. – № 6 (176). – С. 39–48. doi: 10.32620/aktt.2021.6.05.*

15. *Gabor, T. Numerical studies on cold spray gas dynamics and powder flow in circular and rectangular nozzles [Text] / T. Gabor, S. Akin, & M. Byung-Guk Jun // Journal of manufacturing processes. – 2024. – Vol. 114. – P. 232–246. doi: 10.1016/j.jmapro.2024.02.005.*

References

1. Guo, D., Kazasidis, M., Hawkins, A., Fan, N., Leclerc, Z., MacDonald, D., Nastic, A., Nikbakht, R., Ortiz-Fernandez, R., Rahmati, S., Razavipour, M., Richer, P., Yin, S., Lupoi, R., Jodoin, B. Cold spray: over 30 years of development toward a hot future. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2022, vol. 31, pp. 866–907. doi: 10.1007/s11666-022-01366-4.

2. Tan, K., Hu, W., Shorinov, O., & Wang, Y. Simulating multi-particle deposition based on CEL method: studying the effects of particle and substrate temperature on deposition. *Aerospace Technic and Technology*, 2024, no. 1 (193), pp. 64–75. doi: 10.32620/aktt.2024.1.06.

3. Ozdemir, O. C., Schwartz, P., Muftu, S., Thompson, F. C., Crawford, G. A., Nardi, A. T., Champagne Jr., V. K., & Widener C. A. High rate deposition in cold spray. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2021, vol. 30, pp. 344–357. doi: 10.1007/s11666-020-01135-1.

4. Hu, W., & Shorinov, O. Optimization of particle acceleration parameters of special cold spray nozzles via neural network and genetic algorithm. *Aerospace Technic and Technology*, 2024, no. 4 (196), pp. 64–70. doi: 10.32620/aktt.2024.4.08.

5. Tan, K. Numerical study on simulating the deposition process of cold spray multi-particle AL-6061 based on CEL method. *Mechanics and Advanced Technologies*, 2024, vol. 8, no. 1 (100), pp. 23–29. doi: 10.20535/2521-1943.2024.8.1(100).295144.

6. Hu, W.J., Tan, K., Markovych, S., & Liu, X. L. Study of a cold spray nozzle throat on acceleration characteristics via CFD. *Journal of Engineering Sciences*, 2021, vol. 8, no. 1, pp. F19–F24. doi: 10.21272/jes.2021.8(1).f3.

7. Schmidt, T., Assadi, H., Gärtner, F., Richter, H., Stoltenhoff, T., Kreye, H., & Klassen, T. From particle acceleration to impact and bonding in cold spraying. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2009, vol. 18, no. 5–6, pp. 794–808. doi: 10.1007/s11666-009-9357-7.

8. Nastic, A., & Jodoin, B. Evaluation of heat transfer transport coefficient for cold spray through computational fluid dynamics and particle in-flight temperature measurement using a high-speed IR camera. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2018, vol. 27, no. 8, pp. 1491–1517. doi: 10.1007/s11666-018-0787-y.

9. Li, C.-J., & Li, W.-Y. Deposition characteristics of titanium coating in cold spraying. *Surface and Coatings Technology*, 2003, vol. 167, no. 2–3, pp. 278–283. doi: 10.1016/s0257-8972(02)00919-2.

10. Kreye, H., Schmidt, T., Gärtner, F., & Stoltenhoff, T. The cold spray process and its potential for industrial applications. *ITSC 2005, Basel, Switzerland, 2–4 May 2005. In: E. Lugscheider (ed.). [S.l.]*, 2005, pp. 158–163. doi: 10.31399/asm.cp.itsc2005p0158.

11. Jodoin, B., Raletz, F., & Vardelle, M. Cold spray modeling and validation using an optical diagnostic method. *Surface and Coatings Technology*, 2006, vol. 200, no. 14–15, pp. 4424–4432. doi: 10.1016/j.surfcoat.2005.02.209.

12. Bray, M., Cockburn, A., & O'Neill, W. Recent developments of the laser-assisted cold spray process and deposit characterisation. *PICALO 2008: 3rd Pacific International Conference on Laser Materials Processing, Micro, Nano and Ultrafast Fabrication, Beijing, China. [S.l.]*, 2008. doi: 10.2351/1.5057058.

13. Alonso, L., Garrido, M. A., Poza, P. An optimisation method for the cold-spray process: on the nozzle geometry. *Materials & Design*, 2022, vol. 214, pp. 110387. doi: 10.1016/j.matdes.2022.110387.

14. Haidachuk, V. Ye., Koval', M. V., Hudz', S. P., Bobrovnyk, P. M., & Molchanov, O. V. Chyslove doslidzhennia zmishuvannia v systemi heneratsii hazovoi sumishi [Numerical study of mixing in gas mixture generating system]. *Aviacijno-kosmicna tehnika i tehnologia – Aerospace technic and technology*, 2021, no. 6 (176), pp. 39–48. doi: 10.32620/aktt.2021.6.05.

15. Gabor, T., Akin, S., & Jun, M.B.-G. Numerical studies on cold spray gas dynamics and powder flow in circular and rectangular nozzles. *Journal of Manufacturing Processes*, 2024, vol. 114, pp. 232–246. doi: 10.1016/j.jmapro.2024.02.005.

Надійшла до редакції 15.06.2025, розглянута на редколегії 18.08.2025

THE EFFECT OF THE OPERATING REGIMES OF COLD SPRAYING GAS HEATER ON THE HEATING TEMPERATURE OF COMPRESSED AIR

Ihor Zorik, Oleksandr Shorinov, Serhii Nyzhnyk, Roman Ipatov, Dmytro Nahornyi

One of the key parameters in the cold gas dynamic spraying process, which affects the formation of the physical and mechanical properties of coatings and the powder utilization rate, is the velocity and temperature of powder particles upon impact with the surface. The acceleration and heating of powder particles occur in a supersonic converging–diverging nozzle for spraying, into which a hot pressurized flow from an ohmic electric heater is supplied. The gas temperature determines the flow velocity in the supersonic nozzle and, consequently, the velocity of the powder particles carried by this flow. The **subject** of this study is the regularities and characteristics of compressed air heating in the heater of a cold spray system. The **aim** of the work is to establish the regularities of compressed air flow heating in the developed heater depending on the variation of air mass flow rate through the nozzle and the power of the heating elements. The **task** is to perform numerical modeling of the heating process of the compressed air flow as it passes through the heater of the spraying system, considering changes in air flow rate and heater power. **Research methods.** Numerical modeling was carried out using the SolidWorks Flow Simulation software package, which is based on the finite element method. **Results.** Numerical modeling has shown that the calculated heater power (18,5 kW) is sufficient to heat an air flow at 2.5 MPa pressure to an outlet temperature above 800 K, provided the maximum air flow rate is 0.001 m³/s. Data were obtained on the air flow temperature as a function of changes in flow rate. It was found that reducing the flow rate to 0.0008 m³/s and 0.0006 m³/s (which corresponds to 80% and 60% of the maximum flow rate, respectively) reduces the required heater power to 15 kW and 12 kW, respectively, to maintain the specified outlet temperature. **Conclusions.** A relationship has been established between the air flow rate through the nozzle and the required heater power to achieve the specified flow temperature at its outlet. The obtained results can be used to set optimal parameters for cold gas dynamic spraying to ensure high coating quality and process efficiency.

Keywords: gas flow, CFD simulation, supersonic nozzle, coating, gas flow rate, deformation, high-velocity impact, heat and mass transfer, thermal energy, surface engineering, physical and technical processing.

Зорік Ігор Володимирович – канд. техн. наук, доц., доц. каф. технології виробництва авіаційних двигунів, Національний аерокосмічний університет «Харківський авіаційний інститут», Харків, Україна.

Шорінов Олександр Володимирович – канд. техн. наук, доц., доц. каф. технології виробництва авіаційних двигунів, Національний аерокосмічний університет «Харківський авіаційний інститут», Харків, Україна.

Нижник Сергій Миколайович – канд. техн. наук, доц., зав. каф. технології виробництва авіаційних двигунів, Національний аерокосмічний університет «Харківський авіаційний інститут», Харків, Україна.

Іпатов Роман Сергійович – асп. каф. технології виробництва авіаційних двигунів, Національний аерокосмічний університет «Харківський авіаційний інститут», Харків, Україна.

Нагорний Дмитро Михайлович – асп. каф. технології виробництва авіаційних двигунів, Національний аерокосмічний університет «Харківський авіаційний інститут», Харків, Україна.

Ihor Zorik – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor at the Department of Aircraft Engines Manufacturing Technology of National Aerospace University «Kharkiv Aviation Institute», Kharkiv, Ukraine,
e-mail: i.zorik@khai.edu, ORCID: 0000-0003-3053-2369, SCOPUS Author ID: 6504675349.

Oleksandr Shorinov – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor at the Department of Aircraft Engines Manufacturing Technology of National Aerospace University «Kharkiv Aviation Institute», Kharkiv, Ukraine,
e-mail: o.shorinov@khai.edu, ORCID: 0000-0002-5057-6679, SCOPUS Author ID: 57223082183.

Serhii Nyzhnyk – Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Head of the Department of Aircraft Engines Manufacturing Technology of National Aerospace University «Kharkiv Aviation Institute», Kharkiv, Ukraine,
e-mail: s.nyzhnyk@khai.edu, ORCID: 0000-0002-5684-593X, SCOPUS Author ID: 57384669200.

Roman Ipatov – PhD Student of the Department of Aircraft Engines Manufacturing Technology of National Aerospace University «Kharkiv Aviation Institute», Kharkiv, Ukraine,
e-mail: r.s.ipatov@khai.edu, ORCID: 0009-0007-3620-7897.

Dmytro Nahornyi – PhD Student of the Department of Aircraft Engines Manufacturing Technology of National Aerospace University «Kharkiv Aviation Institute», Kharkiv, Ukraine,
e-mail: d.m.nahornyi@khai.edu, ORCID: 0009-0008-9994-8913.