

УДК 621.774

Медведєв М.І., Бобух О.С., Бояркін В.В., Коноводов Д.В., Самсоненко А.А.

## Особливості гарячого пресування труб з малопластичних сплавів, легованих нікелем

Medvedev M.I., Bobukh O.S., Boiarkin V.V., Konovodov D.V., Samsonenko A.A.

### Features of low-plastic nickel-alloyed steel pipes hot extrusion

*Мета.* Удосконалення технології виробництва труб з малопластичних сплавів, легованих нікелем, з використанням гарячого пресування.

*Методика.* Аналіз результатів експериментальних досліджень зміни температури гільз при охолодженні під час допоміжних операцій гарячого пресування на горизонтальних гідравлічних пресових установках для визначення зміни температури гільз в процесі охолодження.

*Результати.* Представлено результати розрахунків зміни температури металу гільз в процесі охолодження під час допоміжних операцій роботи пресової установки силою 31,5 МН з товщиною стінки гільзи 40 – 70 мм та температурою нагріву 1050 – 1200 °С, пресової установки силою 20 МН з товщиною стінки гільзи 40-70 мм та температурою нагріву 1100 – 1250 °С, пресової установки силою 55 МН з товщиною стінки гільзи 70 – 120 мм та температурою нагріву 1100 – 1250 °С.

*Наукова новизна.* Визначено залежності опору деформації від температури нагріву та товщини стінки гільзи, швидкості та ступеня деформації з врахуванням базових величин в промислових умовах. Запропоновано залежності для визначення параметрів нагріву та зміни розігріву металу в зоні деформації для визначення зміни ступеня деформації.

*Практична значущість.* Результати, представлені в роботі, дають можливість розробити рекомендації для вдосконалення параметрів технології виробництва труб з малопластичних сплавів, легованих нікелем, з використанням гарячого пресування. Практична значущість підтверджена співставленням даних, отриманих розрахунками, з експериментальними даними, отриманими під час виробництва труб розміром Ø95x10 мм зі сплаву ЧС42 та труб розміром Ø203x11 зі сплаву ЧС57.

*Ключові слова:* сплави на основі нікелю, гаряче пресування, гільза, нагрів, охолодження, температура, пластичність.

*Purpose.* Improvement of the technology for manufacturing pipes from low-plasticity nickel alloyed alloys using hot extrusion.

*Methodology.* Analysis of experimental research results on the change of hollow billet temperature during cooling in the course of hot extrusion auxiliary operations on the horizontal hydraulic press units to determinate the change in hollow billet temperature during cooling.

*Findings.* The results of calculations for the temperature changes of the hollow billet metal during cooling in the process of auxiliary operations on a press unit with a force of 20 MN, a hollow billet wall thickness of 40-70 mm and a heating temperature of 1050 – 1200 °C, with a force of 20 MN, a hollow billet wall thickness of 40 – 70 mm and a heating temperature of 1100 – 1250 °C, and with a force 55 MN, a hollow billet wall thickness of 70 – 120 mm and a heating temperature of 1100 – 1250 °C.

*Originality.* The dependencies of the deformation resistance on the heating temperature and a hollow billet wall thickness, as well as on the deformation rate and degree have been determined with taking into account the basic parameters under industrial conditions. The following dependences have been proposed to determinate the heating parameters and changes in metal heating in the deformation zone to determinate the change in the degree of deformation.

*Practical value.* The results presented in this work make it possible to develop recommendations for improving the parameters of manufacturing pipes from low-plasticity nickel alloyed alloys using hot extrusion. The practical value is confirmed by comparing the calculated data, with the experimental data obtained during the production of pipes with a size of Ø95x10 mm from the ЧС42 alloy and pipes with a size of Ø203x11 mm from the ЧС57 alloy.

*Keywords:* nickel alloyed alloys, hot extrusion, hollow billet, heating, cooling, temperature, plasticity.

#### Вступ.

Розвиток авіаційної промисловості, атомної енергетики та військової техніки вимагають збільшення виробництва труб, прутків та профілів зі легованих сталей та сплавів, що володіють спеціальними властивостями: високою корозійною стійкістю, жароміцних, жаростійких та сталей з іншими, відмінними від рядових, технологічними характеристиками. До таких матеріалів відносяться високолеговані сплави на нікелевій та залізонікелевій основі [1 – 3]. Поряд із значним поліпшенням фізико-хімічних та експлуатаційних характеристик високе легування настільки знижує технологічну пластичність матеріалів, що вони не піддаються обробці на звичайних валкових трубопрокатних установках. Наразі найбільш прогресивним і перспективним методом виробництва труб та профілів з малопластичних матеріалів є процес гарячого пресування на горизонтальних гідравлічних пресах, який відрізняється серед ін-

ших найбільш сприятливою схемою напруженого стану – всебічним нерівномірним стискуванням, що забезпечує високу пластичність металу при значних деформаціях за один цикл обробки.

#### Аналіз літературних даних та постановка проблеми.

Одним з основних параметрів, які впливають на енергосилові показники процесу та на характеристики готової продукції, є температурний інтервал гарячої обробки тиском [4, 5]. Визначення раціонального інтервалу обробки тиском, у тому числі пресування, кількісний облік впливу температури, а також швидкості деформації на пластичність металу здійснюють за допомогою так званих діаграм пластичності, отриманих різними методами випробувань в умовах високих температур.

Наразі використовують такі методи випробувань:

- випробування на розтягіння;
- випробування на ударну в'язкість;

- випробування на стиск;
- прокатка зі змінним обтисканням;
- випробування на кручення;
- випробування на пластометрі.

Детальний аналіз основних переваг та недоліків кожного з вищевказаних методів наведено в роботах [6 – 9], при цьому показано, що достатньо обґрунтованого методу, який можна використовувати для пресування труб, не існує. Раніше було розроблено основні положення методу оцінки пластичних властивостей металів під час гарячого пресування труб, який досить точно моделює напружено-деформований стан процесу [10]. Сутність підходу полягає в тому, що нагріту до певної температури заготовку з вибраного матеріалу на горизонтальному пресі видавлюють в кільцевий зазор, що зменшується по ходу процесу, утворений матрицею і конічною голкою.

Це дозволяє на одному зразку отримати різні значення деформації і за величиною ступеня деформації зсуву, при якій на трубі, що пресується, з'являються поперечні надриви, оцінити граничну пластичність при пресуванні в заданих температурно-швидкісних умовах.

Розрахунок коефіцієнтів витяжки при пресуванні труб зі змінною товщиною стінки становить певну складність, що призвело до необхідності вирішення окремого завдання.

Відомо, що коефіцієнт витяжки під час пресування визначається як:

$$\mu = \frac{R_3^2 + R_1^2}{R_2^2 + R_1^2}, \quad (1)$$

де  $R_1$ ,  $R_2$  та  $R_3$  – радіуси голки, труби та контейнера відповідно, мм.

При пресуванні труб на конічній голці коефіцієнт витяжки постійно змінюється в залежності від зміни радіуса голки і може бути представлений як функція співвідношення площини поперечних перерізів:

$$\mu_{\text{кон}} = \frac{R_3^2 + R_z^2}{R_2^2 + R_z^2}. \quad (2)$$

З огляду на закон сталості об'єму приймаємо, що елементарний відрізок труби  $dl$ , який отримуємо за хід пресштемпера  $dz$ , визначається як:

$$dl = \mu_{\text{кон}} dz = \frac{R_3^2 + R_z^2}{R_2^2 + R_z^2} dz, \quad (3)$$

де

$$R_z = r_0 + z \cdot \tan \alpha^1. \quad (4)$$

Після інтегрування (3) з врахуванням (4) в границях довжини голки отримуємо:

$$l = \frac{R_z - r_0}{\tan \alpha^1} + \mu \frac{R_3^2 + R_2^2}{2R_2 \tan \alpha^1} \ln \frac{(R_2 + R_z)(R_2 - r_0)}{(R_2 - R_z)(R_2 + r_0)}. \quad (5)$$

Вимірюючи експериментально  $l$ , тобто довжину труби від переднього кінця до перерізу, що відповідає початку появи на поверхні труби поперечних надривів (руйнувань), за допомогою рівняння (5) визначаємо значення змінного радіуса

голки, а потім, з використанням виразу (2) – значення величини критичного коефіцієнта витяжки.

Використовуючи надалі ці величини, визначається критичний ступінь деформації зсуву, що є кількісною характеристикою пластичності металу, що досліджується. Проводячи пресування при різних температурах і визначаючи в кожному випадку момент початку руйнування, можна вибрати і температуру максимальної пластичності і допустимий ступінь деформації, величини які необхідні для розробки технології в промислових умовах.

Деформування металу без руйнування може відбуватися тільки при оптимальному поєднанні температури, ступеня та швидкості деформації. Особливо це властиво малопластичним сплавам, таким як жароміцні та жаростійкі сплави на нікелевій та заліззонікелевій основі.

При цьому визначальний вплив має температура металу в зоні деформації. Вона має перевищувати температуру максимальної пластичності даного сплаву незалежно від ступеня охолодження заготовок (гільз) під час допоміжних операцій та тепловиділення в зоні деформації за допомогою роботи формозміни, тобто повинна дотримуватися наступна умова:

$$T_H - \Delta t_{\text{охол}} + \Delta t_{\text{роз}} \leq T_{\text{max}}, \quad (6)$$

де  $T_H$  – середня по масі температура нагріву заготовки (гільзи), °C;  $\Delta t_{\text{охол}}$  – величина охолодження заготовки під час допоміжних операцій, °C;  $\Delta t_{\text{роз}}$  – розігрів металу за рахунок роботи деформації, °C;  $T_{\text{max}}$  – максимально припустима температура металу в зоні деформації, яка визначається за допомогою діаграм пластичності, °C.

Схема технологічного процесу та склад обладнання конкретної пресової установки залежать від її призначення, сортаменту продукції та річної продуктивності. Усі працюючі пресові установки можна умовно розділити на чотири основних типи [11]. Найбільш повний набір технологічних операцій:

- 1) підготовка металу до пресування;
- 2) нагрівання заготовок;
- 3) гідрозбив окалини;
- 4) нанесення технологічного мастила;
- 5) прошивка (експандування) заготовок;
- 6) підігрів гільз;
- 7) гідрозбив окалини;
- 8) нанесення технологічного мастила;
- 9) пресування труб;
- 10) гідрозбив окалини та мастила із зовнішньої поверхні труб;
- 11) підігрів труб;
- 12) гідрозбив окалини та мастила із зовнішньої поверхні труб;
- 13) редукування труб;
- 14) розрізання на мірні довжини;
- 15) охолодження труб;
- 16) зняття скла з поверхні труб;
- 17) правка труб;
- 18) обрізання та торцювання труб;
- 19) інспекційний огляд, випробування;
- 20) маркування, упакування.

Труби з сплавів, що важко деформуються, виробляють на установках зі скороченим переліком технологічних операцій (відсутні операції 10, 11, 12, 13, 14).

За час транспортування гільз від печі до початку пресування труб гільзи проходять декілька

стадій охолодження. Середня тривалість кожної стадії наведено у табл. 1.

Для оцінки втрат температури всіх стадіях охолодження визначали середню за масою температуру гільз.

Таблиця 1  
Тривалість стадій охолодження

| Стадія охолодження                        | Час, с       |            |            |
|-------------------------------------------|--------------|------------|------------|
|                                           | Прес 31,5 МН | Прес 20 МН | Прес 55 МН |
| Охолодження на повітрі                    | 15           | 40         | 55         |
| Втрати температури на нагрівання змащення | -            | -          | -          |
| Охолодження на повітрі під шаром змащення | 14           | 28         | 28         |
| Охолодження в контейнері до розпресовки   | 6            | 28         | 40         |
| Охолодження під час розпресовки           | 2            | 2          | 2          |
| Загальний час охолодження                 | 37           | 98         | 125        |

При цьому були прийняті такі припущення, що спрощують розрахунки:

1. Гільзи нагріті рівномірно за довжиною та перерізом. Цього можна досягти лише за пічного нагрівання і з деякими припущеннями – при нагріванні гільз струмом високої частоти. Для пресів 20 МН та 55 МН відхилення температур перерізу і довжини від середньої за масою становить близько 20 °С. Врахувати дане відхилення в розрахунках неможливо, оскільки на справжній розподіл температур при нагріванні їх струмами промислової частоти впливає значна кількість технологічних факторів.

2. Коефіцієнт тепловіддачі визначається за середньозваженою температурою гільз, а не за температурою їхньої зовнішньої поверхні, як це прийнято в теплотехніці. Це не вносить суттєвих помилок з таких причин: а) весь період охолодження розбитий на кілька короткочасних етапів, усередини яких різницю між початковим і кінцевим тепловими потоками несуттєво; б) можливі помилки в розрахунку охолодження взаємно віднімаються при коригуванні температури нагріву гільз в залежності від умов їх охолодження, а в разі необхідності визначення зміни температури гільз у процесі охолодження цю помилку можна врахувати поправним коефіцієнтом до  $\Delta t_{\text{охол}}$  або  $\Delta t_{\text{роз}}$ .

3. Коефіцієнти теплопровідності та теплоємності металу в діапазоні значень температур 1000–1250 °С прийняті постійними:  $\lambda = 29,075$  Вт/м °С,  $C_m = 0,67$  КДж/кг·°С. Для перлітних та аустенітних сталей та сплавів ці значення близькі до реальних.

4. Всі розрахунки проведені для металів із густиною 8000 кг/м<sup>3</sup>, що відповідає сплавам, що важко деформуються.

#### Мета і завдання досліджень.

Метою досліджень є вдосконалення технології виробництва труб з малопластичних сплавів, легированих нікелем, з використанням гарячого пресування.

#### Матеріали та методи дослідження.

Аналіз результатів експериментальних досліджень зміни температури гільз при охолодженні під час допоміжних операцій гарячого пресування на горизонтальних гідравлічних пресових устано-

вок для визначення зміни температури гільз в процесі охолодження.

#### Результати дослідження.

Охолодження гільз повітрям відбувається тепловіддачею аналогічно нагріванню гільз при постійній температурі печі. Тривалість охолодження порівняно невелика, тому процес охолодження не досягає стадії стаціонарного режиму. Звичайні формули, прийняті стадії стаціонарного режиму, і навіть розрахунок за графіками з допомогою критеріїв подібності Біо і Фур'є у цьому випадку є непридатними. Для розрахунку охолодження гільз було використано метод теплових діаграм [12], який передбачає зміну ентальпії при охолодженні або нагріванні.

$$GC_m \Delta t = F \cdot q_{\text{ср}} \cdot \tau, \quad (7)$$

де  $G$  – маса тіла, кг;  $C_m$  – коефіцієнт теплоємності, КДж/кг·°С;  $\Delta t$  – зміна температури, °С;  $F$  – площа поверхні, м<sup>2</sup>;  $q_{\text{ср}}$  – середня величина теплового потоку під час охолодження, КВт/м<sup>2</sup>;  $\tau$  – час охолодження, с.

Відповідно зміна температури тіла визначається як:

$$\Delta t = \frac{3,6 \cdot F \cdot q_{\text{ср}} \cdot \tau}{G \cdot C_m}. \quad (8)$$

Як видно з виразу (8) зміна температури тіла в процесі охолодження прямо пропорційна до так званої питомої поверхні охолодження ( $F/G$ ). Для суцільного тіла з круглим поперечним перерізом вона обернена пропорційно його радіусу.

Для порожнистого круглого тіла ця залежність складніша. Охолодженням з внутрішньої поверхні конвекцією можна знехтувати. При цьому необхідно враховувати втрати тепловмісту металу випромінюванням зсередини торців гільз. У зв'язку з тим, що ступінь чорноти при цьому буде на 25% вищим, ніж на зовнішній поверхні гільз, площу випромінювання необхідно збільшити на цю величину.

З урахуванням вищевикладеного для випадку охолодження гільз вираз (8) буде представлена як:

$$\Delta t = \frac{\left( \pi \cdot D_m \cdot l + 2,5 \frac{\pi \cdot d^2}{4} \right) 3,6 \cdot q_{\text{ср}} \cdot \tau}{\frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) \rho \cdot C_m}. \quad (9)$$

де  $D$ ,  $d$  – зовнішній та внутрішній діаметри гільзи, м;  $l$  – довжина гільзи, м;  $\rho$  – густина металу, кг/м<sup>3</sup>.

Після перетворення отримуємо:

$$\Delta t = \frac{7,2 \cdot q_{\text{ср}} \cdot \tau \left(1 + 0,625 \cdot \frac{d}{D} \cdot \frac{d}{l}\right)}{C_m \cdot \rho \cdot s \left(1 + \frac{d}{D}\right)}.$$

Зміна температури тіла в процесі охолодження обернена пропорційно товщині стінки гільзи, помноженої на поправочний коефіцієнт, який залежить від  $D/d$  та  $l$ .

При пресуванні труб з малопластичних сплавів, значення  $D/d$  при коефіцієнті витяжки  $\mu = 5 \dots 15$  знаходяться в межах  $0,32 \dots 0,58$ ,  $l = 400 \dots 600$  мм, а для втулок діаметром  $> 300$  мм –  $800 \dots 1000$  мм. Експертна оцінка показала, що в цих умовах значення коефіцієнта будуть у межах  $0,68 \dots 0,78$ . Якщо середнє значення прийняти  $0,73$ , то похибка у визначенні  $\Delta t_{\text{охол}}$  складе трохи більше 5%, що цілком припустиме для технічних розрахунків.

Згідно з вищенаведеним:

$$\Delta t = \frac{5,3 \cdot q_{\text{ср}} \cdot \tau}{C_m \cdot \rho \cdot S}, \quad (10)$$

$$q_{\text{ср}} = \frac{q_{\text{н}} - q_{\text{к}}}{\ln \frac{q_{\text{н}}}{q_{\text{к}}}}, \quad (11)$$

де  $q_{\text{н}}$ ,  $q_{\text{к}}$  – тепловий потік на початку та в кінці охолодження, кВт/м<sup>2</sup>;  $S$  – товщина стінки гільзи, м.

Тепловий потік визначається:

$$q = \alpha \cdot (T - t_0), \quad (12)$$

де  $\alpha$  – коефіцієнт тепловіддачі, Вт/м<sup>2</sup>°C;  $T$  – температура металу, °C;  $t_0$  – температура повітря, °C.

Від правильності визначення  $\alpha$  багато в чому залежить точність розрахунків. Його значення для охолодження на повітрі представлені функцією, яка з високою точністю апроксимується наступним виразом:

$$\alpha = 145,1 \cdot \left(\frac{T_{\text{н}}}{1000}\right)^2. \quad (13)$$

При пресуванні труб з використанням попередньої операції прошивки або експандування на

поверхні гільз залишається шар скломасила товщиною  $\sim 0,1 \dots 0,2$  мм, який трохи знижує тепловіддачу металу, в чому можна перекоонатися, скориставшись узагальненим коефіцієнтом теплопередачі [13-16]:

$$k = \frac{1}{\frac{l_{\text{зм}}}{\lambda_{\text{зм}}} + \frac{1}{\alpha}}. \quad (14)$$

де  $l_{\text{зм}}$  – товщина шару мастила, 0,2 мм;  $\lambda_{\text{зм}}$  – коефіцієнт теплопровідності мастила, 0,93 Вт/м°С.

$$k = \frac{1}{\frac{0,1-0,2}{930} + \frac{1}{\alpha}} \quad (15)$$

Відповідно до діапазону значень  $\alpha = 130 \dots 170$  Вт/м<sup>2</sup>°C  $k$  буде відрізнятися від  $\alpha$  не більше ніж 3 %

Після нанесення перед пресуванням нового шару мастила товщиною приблизно до 0,5 мм, термічний опір цього шару суттєво збільшиться, що призведе до помітного зменшення коефіцієнта теплопередачі  $k$ . Тому при розрахунку зміни температури гільз у процесі охолодження після нанесення мастила необхідно використати формулу (14).

Порядок розрахунку зміни температури гільз у процесі охолодження в повітрі наступний. Спочатку при  $t$  і  $\alpha_{\text{н}}$  визначаємо  $q_{\text{н}}$  (вираз 12) та  $\Delta t_0$  (вираз 10). Потім при температурі  $t_0 - \Delta t_0$  визначаємо  $\alpha$ ,  $q_{\text{к}}$  і далі  $q_{\text{ср}}$ , після чого  $\Delta t$ .

Для випадку охолодження гільз після змащення порядок розрахунку зберігається тим самим, тільки як  $t_0$  приймається середня за масою температура гільз, отримана з урахуванням втрат температури при охолодженні до нанесення і при нанесенні мастила. З іншого боку, для визначення величини коефіцієнта тепловіддачі використовується відповідний вираз (14).

Правомірність методики перевіряли при зіставленні розрахункових та фактичних даних, отриманих у роботі [17] при охолодженні гільз без мастила зі сплаву ЗИ435 діаметром 82 мм та середньою товщиною стінки 25 мм (табл.2).

Таблиця 2

Зміна температури гільзи в процесі охолодження

| $T_{\text{н}}, ^\circ\text{C}$ | $\Delta t, ^\circ\text{C}$ |       |                       |       |                        |       |                       |       |                       |       |                       |       |
|--------------------------------|----------------------------|-------|-----------------------|-------|------------------------|-------|-----------------------|-------|-----------------------|-------|-----------------------|-------|
|                                | $\tau = 10 \text{ с}$      |       | $\tau = 20 \text{ с}$ |       | $\tau = 30 \text{ ск}$ |       | $\tau = 40 \text{ с}$ |       | $\tau = 50 \text{ с}$ |       | $\tau = 60 \text{ с}$ |       |
|                                | Факт                       | Розр. | Факт                  | Розр. | Факт                   | Розр. | Факт                  | Розр. | Факт                  | Розр. | Факт                  | Розр. |
| 1250                           | 40                         | 36    | 65                    | 67    | 95                     | 96    | 120                   | 120   | 140                   | 140   | 170                   | 170   |
| 1200                           | 35                         | 34    | 63                    | 64    | 90                     | 89    | 115                   | 117   | 135                   | 135   | 155                   | 159   |
| 1150                           | 30                         | 32    | 60                    | 61    | 85                     | 82    | 105                   | 105   | 125                   | 125   | 140                   | 140   |
| 1100                           | 25                         | 26    | 45                    | 42    | 65                     | 67    | 85                    | 85    | 105                   | 105   | 125                   | 120   |
| 1050                           | 25                         | 25    | 40                    | 42    | 60                     | 60    | 75                    | 80    | 95                    | 95    | 110                   | 109   |

Як видно з таблиці 2, розрахункові дані достатньо точно збігаються з фактичними.

Розрахунки зміни температури гільз у процесі охолодження за час допоміжних операцій були проведені для пресової установки 31,5 МН для гільз із товщиною стінки 40, 45, 50, 55, 60, 65, 70 мм та температурою нагрівання 1050, 1100, 1150,

1200 °C; для пресової установки 20МН для гільз з товщиною стінки 40, 45, 50, 55, 60, 65, 70 мм та температурою нагріву 1100, 1150, 1200, 1250 °C; для пресової установки 55 МН для гільз з товщиною стінки 70, 80, 90, 100, 110, 120 мм та температурою нагріву 1100, 1150, 1200, 1250 °C.

Оцінку зміни температури гільз у процесі охолодження під час нанесення мастила проводили з використанням методу теплового балансу:

$$Q_{зм} = \Delta Q_r \quad (16)$$

При цьому кількість тепла, що витрачається на нагрівання мастильного шару, відповідно зменшує кількість тепла в гільзі. Розрахунок проводили на одиницю довжини гільзи.

$$Q_{см} = \pi \cdot (D + d) \cdot l_{зм} \cdot \rho_{зм} \cdot C_{зм} \cdot (T - \Delta t), \quad (17)$$

де  $D$ ,  $d$  – зовнішній та внутрішній діаметри гільзи, м;  $l_{зм}$  – товщина шару мастила, 0,0005 м;  $\rho_{зм}$  – густина мастила, 1500 кг/м;  $C_{зм}$  – коефіцієнт теплоємності мастила, 0,84 КДж/кг·°С;  $T$  – середня по масі температура гільзи перед змащуванням, °С;  $\Delta t$  – зміна температури гільзи після змащування, °С.

$$\Delta Q_r = \frac{\pi}{4} \cdot (D^2 + d^2) \cdot \rho \cdot Q_m \cdot \Delta t \quad (18)$$

Після відповідних перетворень вираз (16) може бути представлено так:

$$\Delta t = 0,24 \cdot \frac{T_n}{S} \quad (19)$$

При подачі гільзи в контейнер між нею, контейнером і голкою утворюються повітряні зазори. Отже, має місце охолодження випромінюванням. В цьому випадку при розрахунку коефіцієнта теплопередачі  $k$  необхідно приймати значення  $\alpha_n$  відповідно до виразу (20), виходячи з умови охолодження при температурі навколишнього середовища 400°С (температура повітря, нагрітого контейнером та голкою).

$$\alpha_1 = 203,5 \cdot \left( \frac{T}{1000} \right)^{1,7} \quad (20)$$

Відповідно вираз (12) приймає вигляд:

$$q = \alpha_1 (T - 400). \quad (21)$$

Далі розрахунок проводиться за методом розрахунку охолодження на повітрі.

У процесі розпресування відбувається заповнення повітряних зазорів металом. Тому теплопередача здійснюється тільки теплопровідністю через шар мастила. Якщо припустити, що під дією нормальної контактної напруги при розпресуванні товщина шару мастила буде 0,25 мм, то величина  $k$  (14) буде визначатись виразом:

$$k = \frac{l_{см}}{\lambda_{см}} = \frac{0,93 \cdot 1000}{0,25} \approx \frac{3720 \text{ Вт}}{\text{м}^2} \cdot ^\circ\text{С}. \quad (22)$$

Масу контейнера по відношенню до маси гільзи можливо вважати величиною нескінченною, тому температура контейнера за час розпресування не буде істотно змінюватися. Приймаємо її постійною та рівною 400 °С. Тоді на зовнішній поверхні гільз тепловий потік визначається як:

$$q = k(T - 400). \quad (23)$$

Для оцінки теплового потоку на голку скористувалися поняттям середньої калориметричної температури системи [14]. При стиканні різних тіл у процесі їхньої теплової взаємодії температура будь-якого тіла прагне деякого певного рівня  $t_{кал}$ . За відсутності теплообміну з навколишнім середовищем цей рівень є середньою калориметричною температурою системи. У цьому випадку процес нагрівання чи охолодження будь-якого тіла системи можна розглядати незалежно один від одного, при цьому:

$$t_{кал} = \frac{T_r + w \cdot T_{гол}}{1 + w}, \quad (24)$$

де  $T_r$  – середньозважена температура гільзи перед розпресуванням, °С;  $w$  – коефіцієнт, що враховує відношення мас та коефіцієнтів теплоємності гільзи та голки;  $T_{гол}$  – початкова температура голки, °С (приймаємо)  $T_{гол} = 400$  °С.

$$w = \frac{M_{гол} \cdot C_{мгол}}{M_r \cdot C_{мг}}, \quad (25)$$

де  $M_r$ ,  $C_{мг}$ ,  $M_{гол}$ ,  $C_{мгол}$  – маса та коефіцієнт теплоємності гільзи та голки відповідно.

Якщо прийняти, що  $C_{мг} = C_{мгол}$ , тоді:

$$w = \frac{d_{гол}^2}{D_k^2 - d_{гол}^2} = \frac{1}{\frac{D_k^2}{d_{гол}^2} - 1}, \quad (26)$$

де  $D_k$ ,  $d_{гол}$  – діаметри контейнера та голки, м.

Відповідно отримуємо:

$$t_{кал} = T_r - \frac{d_{гол}^2}{D_k^2} \cdot (T_r - 400). \quad (27)$$

Питомий тепловий потік на голку становитиме:

$$q_{гол} = k \cdot (T_r - t_{кал}) = k \cdot \frac{d_{гол}^2}{D_k^2} \cdot (T_r - 400). \quad (28)$$

Складаємо питомі теплові потоки на контейнер та голку, помножуємо їх на площу поверхні охолодження та час і отримуємо:

$$\Delta t = \frac{\pi \cdot D_k \cdot k \cdot (T_r - 400) + \pi \cdot d_{гол} \cdot k \cdot \frac{d_{гол}^2}{D_k^2} \cdot (T_r - 400)}{0,785 \cdot C_m \cdot \rho \cdot (D_k^2 - d_{гол}^2)} \cdot \tau, \quad (29)$$

де  $\tau$  – час розпресування, с.

Після перетворень можемо записати вираз (29) так:

$$\Delta t = \frac{2 \cdot k \cdot (T_r - 400) \cdot \tau}{C_m \cdot \rho \cdot S_p} \cdot \left( \frac{1 + \frac{d_{гол}^3}{D_k^3}}{1 + \frac{d_{гол}}{D_k}} \right). \quad (30)$$

Перший множник у виразі є зміною температури гільзи в процесі охолодження в розпресованому стані з товщиною стінки  $S_p$ , другий – поправочний коефіцієнт  $\varphi$ , який залежить від співвідношення  $\frac{d_{гол}}{D_k}$ . Для розглянутих пресових установок 20

МН, 31,5 МН та 55 МН при  $\frac{d_{гол}}{D_k} = 0,6$  середнє значення становить  $\varphi = 0,82$ .

Тоді після підстановки відомих величин вираз (30) набуває вигляду:

$$\Delta t = \frac{1,15 \cdot \tau}{S_p} \cdot (T_r - 400). \quad (31)$$

Для зручності виразимо  $S_p$  через товщину стінки гільзи  $S - S_p = 1,15 \cdot S_p$  [18].

$$\Delta t = \frac{\tau}{S} \cdot (T_r - 400), \quad (32)$$

де  $T_r$  – температура гільзи з урахуванням охолодження під час попередніх операцій.

Визначення величини опору деформації необхідно як для визначення сили пресування, а й для розрахунку розігріву металу в зоні деформації, без чого неможливо правильно визначити основні параметри процесу. Під опором деформації зазвичай мається на увазі величина справжньої межі плинності за відповідної температури, ступеня та швидкості деформації. Визначення величини опору деформації за дуже високих ступенів деформації, властивих процесу пресування, дуже проблематичне.

Для аналізу величини опору деформації представимо вираз для визначення сили пресування:

$$P = F \cdot \ln \mu \cdot \sigma. \quad (33)$$

У цій формулі  $\sigma$  – коефіцієнт пропорційності, що включає опір деформації, геометрію зони деформації та інші умови пресування. Ю.Ф. Шевакін називає даний коефіцієнт пропорційності модулем пресування. Безперечна перевага такого розуміння опору деформації – можливість досить простого його експериментального визначення. Надалі величину  $\sigma$  будемо для стислості називати опором деформації, розуміючи, що це не справжня межа плинності металу, а лише якийсь розмірний коефіцієнт. Він тією ж мірою залежить від хімічного складу сплаву, температури, ступеня та швидкості деформації, як і справжня межа текучості металу. Тоді величину опору деформації для процесу пресування можливо представити так:

$$\sigma = \sigma_0 K_{T,S} K_\mu K_V, \quad (34)$$

де  $\sigma_0$  – опір деформації за базових умов для кожної пресової установки з урахуванням тертя, МН/м<sup>2</sup>;  $K_{T,S}$  – коефіцієнт, що враховує вплив температури нагріву та товщини стінки гільзи;  $K_\mu$  – коефіцієнт, що враховує вплив ступеня деформації;  $K_V$  – коефіцієнт, що враховує вплив швидкості деформації.

Найбільший вплив на опір деформації має температура в зоні деформації. Відомо [19, 20], що це експоненційна залежність і її можна записати у вигляді:

$$\rho = \rho_0 \cdot e^{m(T_{зд0} - T_{зд})}, \quad (35)$$

де  $\rho$  і  $\rho_0$  – опір деформації при температурах  $T_{зд}$ ,  $T_{зд0}$ ;  $T_{зд}$  – температура металу в зоні деформації;  $T_{зд0}$  – базова температура металу в осередку деформації;  $m$  – постійний коефіцієнт для даного сплаву.

Температури  $T_{зд}$ ,  $T_{зд0}$  є функцією температури нагрівання гільз, умов їх охолодження та розігріву металу в зоні деформації.

При приблизно однакових величинах деформації і, отже, розігріві металу, можливо записати:

$$\rho = \rho_0 \cdot e^{m(T_0 - T_H - \Delta t_0 + \Delta t_{S,T})}, \quad (36)$$

де  $T_0$  – температури нагрівання гільз, базова для кожної пресової установки, °С;  $T_H$  – температури нагріву гільз, °С;  $\Delta t_0$  – зміна температури гільз у процесі охолодження під час допоміжних операцій за базових умов пресової установки, °С;  $\Delta t_{S,T}$  – зміна температури гільз у процесі охолодження за час допоміжних операцій з урахуванням відхилення товщини стінки та температури нагрівання гільз від базових величин, °С.

Таким чином, коефіцієнт, що враховує вплив температури нагріву і товщини стінки дорівнює:

$$K_{T,S} = e^{m(T_0 - T_H - \Delta t_0 + \Delta t_{S,T})}. \quad (37)$$

Значні труднощі існують у визначенні коефіцієнта  $m$ , оскільки різні автори визначають їх у різних умовах деформації. Можна вважати функцію  $\sigma = f(T)$  лінійною, що не вносить суттєвої похибки, тому що експоненційна крива в діапазоні температур 200°С мало відрізняється від дотичної до неї. Це суттєво спрощує розрахунки, проте для знаходження кута нахилу дотичної до осі абсцис необхідно мати досить великий набір статистичних даних, що не завжди можливо. Тому простіше знайти досить точне значення  $\sigma$  за однієї певної температури і потім скористатися виразом (36). Значення  $m$  за даними різних авторів представлені в табл. 3.

Таблиця 3  
Величина коефіцієнта  $m$

| Сталі та сплави                            | Значення коефіцієнту $m$ |         |               |
|--------------------------------------------|--------------------------|---------|---------------|
|                                            | Третьяков                | Шпітель | Рекомендовані |
| Нержавіючі аустенітні сталі                | 0,0028                   | 0,00284 | 0,0040        |
| Нержавіючі аустенітні сталі з Мо           | -                        | -       | 0,0034        |
| Сплави Ni-Cr-Fe при 20-45% Ni незміцнені   | -                        | 0,0022  | 0,0032        |
| те саме із зміцнюючими елементами до 5%    | 0,0032                   | 0,0023  | 0,0030        |
| Сплави Ni-Cr незміцнені                    | 0,0032                   | 0,0023  | 0,0028        |
| те саме зі зміцнюючими елементами до 10%   | -                        | 0,0020  | 0,0025        |
| те саме із зміцнюючими елементами вище 10% | 0,0028                   | 0,0030  | 0,0022        |

Як видно з таблиці, розкид значень  $m$  дуже великий, що залежить від умов експериментів.

Найбільш близькі до умов пресування труб значення  $m$ , що рекомендуються в цій роботі, от-

римані на базі оброблених статистичних даних експериментальних досліджень французької фірми «Сефіваль», зібраних за період більше 20

років. Крім того, очевидна залежність величини  $m$  від ступеня легування сплаву.

Це дає можливість прогнозувати значення  $m$  для низки сталей і сплавів на основі нікелю (табл. 3). При цьому розбивка сплавів на групи дуже умовна, проте загальна тенденція справедлива і похибка у визначенні  $m$  для конкретного сплаву не перевищуватиме 5%.

Опір деформації найнадійніше визначати експериментально для базових умов пресування з наступним перерахунком для конкретних випадків. Як базові умови прийняли:

- для преса 20 МН:  $D_K = 195$  мм,  $S_0 = 50$  мм,  $T_0 = 1200$  °С,  $T_{зд0} = 1062$  °С;

- для преса 31,5 МН:  $D_K = 195$  мм,  $S_0 = 50$  мм,  $T_0 = 1150$  °С,  $T_{зд0} = 1078$  °С;

- для преса 55 МН:  $D_K = 341$  мм,  $S_0 = 80$  мм,  $T_0 = 1200$  °С,  $T_{зд0} = 1080$  °С;

При розробці раціональної технології пресування труб з сплавів, що важко деформуються, опір деформації для умов відмінних від базових (температура нагріву і товщина стінки гільз) для кожної пресової установки можна розрахувати, маючи значення опору при базовій температурі нагріву і товщині стінки гільз, який визначається на підставі експертної оцінки хімічного складу металу, та уточнюється дослідним шляхом.

Оцінюючи вплив ступеня деформації на опір деформації, слід зазначити, що він дуже неоднозначний. У процесі досягнення високих ступенів деформації, притаманних пресування, зміна опору деформації можна розбити кілька стадій, принципово відмінних друг від друга. Розглянемо як аналог процес кручення зразків.

На початку, до досягнення ступеня деформації 30...35 %, відбувається безперервне зростання опору деформації [19].

$$\sigma = A \cdot \varepsilon^{0,35}, \quad (38)$$

де  $\varepsilon$  – ступінь деформації;  $A$  – постійний коефіцієнт, характерний для даного сплаву.

Для процесу гарячого пресування характер впливу ступеня деформації на опір деформації було досліджено під час проведення дослідно-промислових пресувань труб типорозмірів  $\varnothing 89-159 \times 4,5-11$  мм з вуглецевої та нержавіючої сталі 12X18H10T для температур нагріву заготовок в інтервалі 1150-1300 °С.

Після досягнення  $\sigma_{max}$  починається різке зниження  $\sigma$  в результаті впливу розігріву металу. Це зниження практично закінчується при досягненні  $\mu = 16$ , після чого опір деформації не залежить від ступеня деформації, що можна пояснити переважним впливом розігріву металу в зоні деформації. Для знаходження співвідношення між опором деформації при пресуванні та справжньою межею текучості металу скористалися експериментальними даними щодо вимірювання сили пресування, проведеними фірмою «Сефіваль». Для пресування з невеликими витяжками ( $\ln \mu \leq 3$ ) на плоскій матриці і при ефективному змащенні

нормальні контактні напруження можуть бути розраховані за допомогою наступного виразу:

$$P_{уд} = 1,15 \cdot \sigma_n \cdot \left( \frac{\pi}{2} + \ln \mu \right), \quad (39)$$

де  $\sigma_n$  – істинна межа текучості металу, Н/мм<sup>2</sup>.

Шляхом узагальнення статистики експериментів побудований графік  $P_{уд}$  залежності  $\frac{P_{уд}}{\sigma}$  від  $\ln \mu$ , з якого було визначено, що пряма нахилена до осі абсцис під кутом 45 ° тільки при  $\ln \mu > 3$ , тобто тільки при цих витяжках опір деформації не залежить від ступеня деформації.

Якщо перенести пряму з початку координат у положення на осі ординат, яке дорівнює  $\frac{P_{уд}}{\sigma} = 1$ , то всі експериментальні точки ляжуть на цю пряму, яка відсіче від осі абсцис відрізок, довжина якого дорівнює  $\left( -\frac{\pi}{2} \right)$ . В цьому випадку пряму можливо описати виразом:

$$\frac{P_{уд}}{\sigma} = 1 + \frac{2}{\pi} \cdot \ln \mu. \quad (40)$$

Порівняння формул (39) і (40) дозволяє знайти відношення між опором деформації при пресуванні та справжньою межею текучості металу:

$$\sigma = 1,15 \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \sigma_n,$$

тобто

$$\sigma \approx 1,8 \cdot \sigma_n. \quad (41)$$

Таким чином,  $\sigma \approx \sigma_T$ , з чого можна зробити висновок про незначний вплив зміни ступеня деформації на величину опору деформації за умови відповідності температури нагрівання гільз та швидкості деформації базовим значенням.

Для реального діапазону коефіцієнтів витяжки сплавів на нікелевій і залізнікелевій основі ( $\mu = 5 \dots 15$ ) коефіцієнт  $K_\mu$  можна прийняти рівним одиниці – вплив ступеня деформації враховано у базовому значенні  $\sigma_0$ , а вплив зміни ступеня деформації враховано при визначенні величини розігріву металу.

Відповідно до виразу (40) при  $\mu = 1$   $P_{уд} = \sigma$ . Отже,  $\sigma$  можливо розглядати як нормальне контактне напруження, необхідне для початку пресування.

Виходячи з вищевикладеного, вираз для визначення сили пресування при сталому процесі, матиме вигляд при  $\mu > 16$ :

$$P_{ст} = \sigma \cdot F \cdot \ln \mu, \quad (42)$$

а при  $\mu < 16$ :

$$P_{ст} = \sigma \cdot F \cdot \left( 1 + \frac{2}{\pi} \cdot \ln \mu \right). \quad (43)$$

Відомо [19, 21], що середня швидкість деформації при пресуванні прямо пропорційна швидкості пресування, логарифму витяжки і обернено пропорційна висоті зони деформації, яка у свою чергу залежить від діаметра контейнера.

Таким чином, залежність між опором та швидкістю деформації можна записати у вигляді:

$$\sigma = \sigma_0 \left( \frac{D_{к0} \cdot v}{D_k \cdot v_0} \right)^n, \quad (44)$$

де  $\sigma$  і  $\sigma_0$  – опір деформації при швидкостях закінчення металу  $v$  й  $v_0$ ;  $D_{к0}$ ,  $D_k$  – діаметри базового та розрахункового контейнера, м;  $v_0$  та  $v$  про – базова та розрахункова швидкості металу, м/с;  $n$  – показник ступеня зміцнення.

Пресування сплавів, що важко деформуються, проводиться зазвичай при невисоких швидкостях пресування (швидкість руху пресштемплеля 125...150 мм/с), в невеликому діапазоні коефіцієнтів витяжки, які не мають істотного впливу на опір деформації. Як показали розрахунки, відхилення  $\sigma$  в рамках зазначеного діапазону  $\ln \mu$  коливатиметься в межах  $\pm 3\%$ , тому, для випадку пресування труб з витяжкою  $\ln \mu = 5...15$ , при  $v = v_0$  вираз матиме вигляд:

$$\sigma = \sigma_0 \left( \frac{D_{к0}}{D_k} \right)^n. \quad (45)$$

Таким чином, коефіцієнт впливу швидкості деформації можливо записати так:

$$K_v = \left( \frac{D_{к0}}{D_k} \right)^n. \quad (46)$$

Показник ступеня зміцнення  $n$  залежить від матеріалу і визначається експериментально. За даними роботи [19] для нержавіючих сталей  $n = 0,087$ , для нікелевих сплавів  $n = 0,098$ . На основі аналізу серії експериментів фірми «Сефіваль» приймаємо  $n = 0,18$  для нікелевих сплавів, таку значну відмінність можна пояснити великими ступенями деформації при пресуванні. Слід зазначити, що за таких значення  $n$  вплив швидкості деформації на опір деформації стає помітним лише при  $270 < D_k < 110$  мм або при швидкостях пресування  $150 > v_{пр} > 250$  мм/с.

При пресуванні гільз з втулок контейнера з діаметром, що відрізняється від базового, з метою збереження  $\sigma = const$ , необхідно ввести коригувальний коефіцієнт  $\psi$  для температури нагрівання гільз  $T_n$ , що враховує зміну швидкості деформації і визначається виразом:

$$\psi = \frac{\ln \left( \frac{D_{к0}}{D_k} \right)^{0,18}}{m}, \quad (47)$$

коефіцієнт  $m$  визначається за допомогою табл. 4.

Для сплавів, що важко деформуються, на нікелевій і залізонікелевій основі, які характеризуються високим рівнем опору деформації і вузьким інтервалом максимальної пластичності, правильне визначення розігріву металу в зоні деформації здебільшого визначає якість пресованих труб.

Найзручнішою для інженерних розрахунків є формула Манегіна Ю.В. [22]:

$$\Delta t_{роз} = \frac{P_{уд}}{C_m \cdot \rho}, \quad (48)$$

де  $P_{уд}$  – нормальний контактний тиск на пресшайбі, Н/м<sup>2</sup>.

Для сплавів на нікелевій та залізонікелевій основі при  $\mu < 16$  значення  $P_{уд}$  визначається за допомогою виразу (40).

В основу виразу (48) закладено принцип адіабатичного процесу пресування, з чим можна погодитись через його швидкоплинність. Однак, у нашому випадку нормальна контактна напруга включає деяку складову, що витрачається на подолання сил тертя по контейнеру та голці і не бере участі в розігріві металу. Залежно від ефективності мастил, що застосовуються, вона може становити 5...10 % від повної сили пресування. Крім того, за даними роботи [18] частина роботи деформації витрачається на підвищення енергетичного рівня кристалічної решітки. До того ж, на кінцеву температуру металу в зоні деформації дуже істотно впливає точність визначення початкової температури металу в результаті охолодження гільз.

Для обліку вказаних вище факторів доцільно у вираз (48) ввести поправочний коефіцієнт. З урахуванням апроксимації експериментальних даних щодо вимірювання сили пресування при виготовленні труб з понад 30 марок малопластичних сплавів вираз для визначення розігріву (48) набуває наступного вигляду:

$$\Delta t_{роз} = 1,5 \cdot 10^{-7} \cdot \sigma \left( 1 + \frac{2}{\pi} \cdot \ln \mu \right), \quad (49)$$

де  $\sigma$  вимірюється МПа.

#### Обговорення результатів.

Правомірність виразу (49) було перевірено при зіставленні розрахункових та експериментальних даних. З цією метою були проаналізовані дані пресування труб розміром  $\varnothing 95 \times 10$  мм зі сплаву ЧС-42 ( $\rho = 8000$  кг/м<sup>3</sup>) на пресі зусиллям 31,5 МН з втулки контейнера діаметром 195 мм. При температурі нагріву гільз  $1150^\circ\text{C} = 290$  МН/м<sup>2</sup> температура труб на виході з матриці становила  $1170^\circ\text{C}$ . Величина охолодження гільз згідно з розробленою методикою склала  $100^\circ\text{C}$ , отже, величина фактичного розігріву металу –  $120^\circ\text{C}$ . Теоретичний розігрів згідно з виразом (48) –  $125^\circ\text{C}$ . Тому, з урахуванням помилки при визначенні температури металу труби під шаром скломастила, поправочний коефіцієнт до виразу (48) повинен дорівнювати 0,9 – 0,95. Такі ж висновки отримані і під час аналізу результатів пресування труб розміром  $\varnothing 203 \times 11$  мм зі сплаву ЧС-57 на пресі 55 МН.

При  $\mu = 1$   $\Delta t_{роз} = 1,5 \cdot 10^{-7} \sigma_T$ . Це означає, що розігрів починається вже при розпресуванні гільз, і на момент початку пластичної течії металу він досягає величини, рівної  $1,5 \cdot 10^{-7} \sigma_T$ , потім зі збільшенням  $\mu$  інтенсивно підвищується і тільки при  $\mu \geq 10$  стає прямо пропорційним  $\ln \mu$ .

Розглянемо зміну розігріву металу  $\Delta(\Delta t_{роз})$  через зміну ступеня деформації по відношенню до базових значень параметрів:

$$\begin{aligned}\Delta(\Delta t_{\text{роз}}) &= \Delta t_{\text{роз0}} - \Delta t_{\text{роз}} \\ &= 1,5 \cdot 10^{-7} \sigma_T \cdot \left(1 + \frac{2}{\pi} \cdot \ln \mu_0\right) \\ &\quad - 1,5 \cdot 10^{-7} \sigma_T \cdot \left(1 + \frac{2}{\pi} \cdot \ln \mu\right). \\ \Delta(\Delta t_{\text{роз}}) &= \sigma_T \cdot 10^{-7} \ln \frac{\mu_0}{\mu}.\end{aligned}$$

Аналіз виразу (50) показує, що при  $\mu_0 = 8$  (базове значення коефіцієнта витяжки для нікелевих сплавів) та реальному діапазоні коефіцієнтів витяжки при пресуванні нікелевих сплавів ( $\mu = 5 - 15$ ) вплив зміни ступеня деформації на температуру металу в зоні деформації є незначним. При  $\sigma_T = 400 \text{ МН/м}^2$  максимальне значення  $\Delta(\Delta t_{\text{роз}})$  становить  $+10^\circ\text{C}$  (при  $\mu = 5$ ), що у порівнянні з відхиленнями значень температури по поперечному перерізу і довжині гільзи є несуттєвою величиною. Вплив зміни ступеня деформації на величину зміни розігріву металу слід враховувати при пресуванні сплавів з  $\sigma_T > 400 \text{ МН/м}^2$ .

При допустимій максимальному нормальному контактному напруженні в зоні деформації  $1000 \text{ МН/м}^2$  величина розігріву складе  $150^\circ\text{C}$ .

#### Висновки.

Розраховано зміни температури металу гільз в процесі охолодження під час допоміжних операцій роботи пресової установки силою  $31,5 \text{ МН}$  з товщиною стінки гільзи  $40-70 \text{ мм}$  та температурою нагріву  $1050 - 1200^\circ\text{C}$ , пресової установки силою

$20 \text{ МН}$  з товщиною стінки гільзи  $40-70 \text{ мм}$  та температурою нагріву  $1100 - 1250^\circ\text{C}$ , пресової установки силою  $55 \text{ МН}$  з товщиною стінки гільзи  $70 - 120 \text{ мм}$  та температурою нагріву  $1100 - 1250^\circ\text{C}$ .

Визначено залежності опору деформації від температури нагріву та товщини стінки гільзи, швидкості та ступеня деформації з врахуванням базових величин в промислових умовах. Запропоновано залежності для визначення параметрів нагріву та зміни розігріву металу в зоні деформації для визначення зміни ступеня деформації.

Визначено залежності опору деформації від температури нагріву та товщини стінки гільзи, швидкості та ступеня деформації з врахуванням базових величин в промислових умовах. Запропоновано залежності для визначення параметрів нагріву та зміни розігріву металу в зоні деформації для визначення зміни ступеня деформації. Результати, представлені в роботі, дають можливість розробити рекомендації для вдосконалення параметрів технології виробництва труб з малопластичних сплавів, легованих нікелем, з використанням гарячого пресування. Адекватність результатів досліджень підтверджена співставленням даних, отриманих розрахунками, з експериментальними даними, отриманими під час виробництва труб розміром  $\varnothing 95 \times 10 \text{ мм}$  зі сплаву ЧС42 та труб розміром  $\varnothing 203 \times 11 \text{ мм}$  зі сплаву ЧС57.

#### Бібліографічний опис

1. He Jiang, Linhan Li, Jianxin Dong, Xishan Xie, Microstructure-based hot extrusion process control principles for nickel-base superalloy pipes, Progress in Natural Science: Materials International, Volume 28, Issue 3, 2018, Pages 391-398, ISSN 1002-0071, <https://doi.org/10.1016/j.pnsc.2018.04.009>.
2. M.J. Anderson, K. McGuire, R.C. Zante, W.J. Ion, A. Rosochowski, J.W. Brooks, Identifying the dominant failure mode in the hot extrusion tooling used to forge nickel based superalloy, Journal of Materials Processing Technology, Volume 213, Issue 1, 2013, Pages 111-119, ISSN 0924-0136, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.09.002>.
3. Chengbin Shi, Haochi Xu, Shijun Wang, Jing Li, Xin Zheng, Hot deformation characteristics and microstructure evolution of electrosag remelted 15Cr-22Ni-1Nb austenitic heat-resistant steel, Materials Characterization, Volume 182, 2021, 111564, ISSN 1044-5803, <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2021.111564>.
4. B. Sreenu, Rajdeep Sarkar, S.S. Satheesh Kumar, Subhradeep Chatterjee, G. Appa Rao, Microstructure and mechanical behaviour of an advanced powder metallurgy nickel base superalloy processed through hot isostatic pressing route for aerospace applications, Materials Science and Engineering: A, Volume 797, 2020, 140254, ISSN 0921-5093, <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140254>.
5. Guowei Wang, Lan Huang, Xin Zhan, Liming Tan, Zijun Qin, Wuqiang He, Feng Liu, Strength-hardness correlations of thermal-exposed oxide dispersion strengthened nickel-based superalloy with different grain size distributions, Materials Characterization, Volume 178, 2021, 111178, ISSN 1044-5803, <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2021.111178>.
6. Martin Detrois, Stoichko Antonov, Sammy Tin, Paul D. Jablonski, Jeffrey A. Hawk, Hot deformation behavior and flow stress modeling of a Ni-based superalloy, Materials Characterization, Volume 157, 2019, 109915, ISSN 1044-5803, <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2019.109915>.
7. Tinglian Zhang, Jingyu Sun, Huang Yuan, Cyclic plasticity modeling and fatigue life assessment of the recasting material of a nickel-based superalloy induced by laser manufacturing, International Journal of Fatigue, Volume 147, 2021, 106154, ISSN 0142-1123, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106154>.
8. Weidong Xuan, Xiangyu Zhang, Yujuan Zhao, Junjie Li, Baojun Wang, Xingfu Ren, Zhongming Ren, Mechanism of improved intermediate temperature plasticity of nickel-base single crystal superalloy

- with hot isostatic pressing, *Journal of Materials Research and Technology*, Volume 14, 2021, Pages 1609-1617, ISSN 2238-7854, <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.07.010>.
9. Kh. Moeinfar, F. Khodabakhshi, S.F. Kashani-bozorg, M. Mohammadi, A.P. Gerlich, A review on metallurgical aspects of laser additive manufacturing (LAM): Stainless steels, nickel superalloys, and titanium alloys, *Journal of Materials Research and Technology*, Volume 16, 2022, Pages 1029-1068, ISSN 2238-7854, <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.12.039>.
  10. Выбор температуры и степени деформации при горячем прессовании труб / В. Я. Остренко, А. Е. Притаманов, М. И. Медведев [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. – 1976. – № 3. – С. 31 – 33.
  11. Данченко В. Н. Технология трубного производства: учебник для вузов / Данченко В. Н., Коликов А. П., Романцев Б. А., Самусев С. В. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 640 с. – ISBN 5-89594-083-8
  12. Гольдфарб Э. М. Расчеты нагревательных печей / Гольдфарб Э. М., Тайц Н. Ю. – К.: ДТВУ, 1958. – 342 с.
  13. Шак А. Промышленная теплопередача / Шак А. – М.: Металлургия, 1961. – 382 с.
  14. Вейник А. И. Техническая термодинамика и основы теплопередачи / Вейник А. И. – М.: Металлургия, 1965. – 375 с.
  15. Перлин И. Л. Металловедение и обработка цветных металлов и сплавов - М.: Металлургиздат. Гипрцветметобработка. – 1963. – № 21. – С. 183 – 216.
  16. Михеев М. А. Основы теплопередачи / Михеев М. А., Михеева И. М. – М.: Энергия, 1977. – 382 с.
  17. Блощинский Г. П. Деформируемость сплавов на основе никеля при горячем прессовании труб: дис. кандидата техн. наук: 01.04.80 / Григорий Павлович Блощинский. - Днепропетровск, 1980. - 156 с.
  18. Радзивончик В. Ф. Скоростное пластическое деформирование металлов / Радзивончик В. Ф. – Харьков: ХГУ, 1967. – 212 с.
  19. Третьяков А. В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / Третьяков А. В., Зюзин В. И. – М.: Металлургия, 1973. – 224 с.
  20. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию / Смирнов-Аляев Г. А. – Л.: Машиностроение, 1978. – 368 с.
  21. Полухин П.И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / Полухин П. И., Гун Г. Я., Галкин А. М. – М.: Металлургия, 1976. – 488 с.
  22. Горячее прессование труб и профилей / Манегин Ю. В., Притоманов А. Е., Шпиттель Т., Кнаушнер А. – М.: Металлургия, 1980. – 272 с.

#### References

1. He Jiang, Linhan Li, Jianxin Dong, Xishan Xie, Microstructure-based hot extrusion process control principles for nickel-base superalloy pipes, *Progress in Natural Science: Materials International*, Volume 28, Issue 3, 2018, Pages 391-398, ISSN 1002-0071, <https://doi.org/10.1016/j.pnsc.2018.04.009>.
2. M.J. Anderson, K. McGuire, R.C. Zante, W.J. Ion, A. Rosochowski, J.W. Brooks, Identifying the dominant failure mode in the hot extrusion tooling used to forge nickel based superalloy, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 213, Issue 1, 2013, Pages 111-119, ISSN 0924-0136, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.09.002>.
3. Chengbin Shi, Haochi Xu, Shijun Wang, Jing Li, Xin Zheng, Hot deformation characteristics and microstructure evolution of electroslag remelted 15Cr-22Ni-1Nb austenitic heat-resistant steel, *Materials Characterization*, Volume 182, 2021, 111564, ISSN 1044-5803, <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2021.111564>.
4. B. Sreenu, Rajdeep Sarkar, S.S. Satheesh Kumar, Subhradeep Chatterjee, G. Appa Rao, Microstructure and mechanical behaviour of an advanced powder metallurgy nickel base superalloy processed through hot isostatic pressing route for aerospace applications, *Materials Science and Engineering: A*, Volume 797, 2020, 140254, ISSN 0921-5093, <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140254>.
5. Guowei Wang, Lan Huang, Xin Zhan, Liming Tan, Zijun Qin, Wuqiang He, Feng Liu, Strength-hardness correlations of thermal-exposed oxide dispersion strengthened nickel-based superalloy with different grain size distributions, *Materials Characterization*, Volume 178, 2021, 111178, ISSN 1044-5803, <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2021.111178>.
6. Martin Detrouis, Stoichko Antonov, Sammy Tin, Paul D. Jablonski, Jeffrey A. Hawk, Hot deformation behavior and flow stress modeling of a Ni-based superalloy, *Materials Characterization*, Volume 157, 2019, 109915, ISSN 1044-5803, <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2019.109915>.
7. Tinglian Zhang, Jingyu Sun, Huang Yuan, Cyclic plasticity modeling and fatigue life assessment of the recasting material of a nickel-based superalloy induced by laser manufacturing, *International*

- Journal of Fatigue, Volume 147, 2021, 106154, ISSN 0142-1123, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106154>.
8. Weidong Xuan, Xiangyu Zhang, Yajuan Zhao, Junjie Li, Baojun Wang, Xingfu Ren, Zhongming Ren, Mechanism of improved intermediate temperature plasticity of nickel-base single crystal superalloy with hot isostatic pressing, Journal of Materials Research and Technology, Volume 14, 2021, Pages 1609-1617, ISSN 2238-7854, <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.07.010>.
  9. Kh. Moeinfar, F. Khodabakhshi, S.F. Kashani-bozorg, M. Mohammadi, A.P. Gerlich, A review on metallurgical aspects of laser additive manufacturing (LAM): Stainless steels, nickel superalloys, and titanium alloys, Journal of Materials Research and Technology, Volume 16, 2022, Pages 1029-1068, ISSN 2238-7854, <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2021.12.039>.
  10. Vybory temperatury i stepeni deformatsii pri goryachem pressovanii trub / V. Ya. Ostrenko, A. E. Pritamanov, M. I. Medvedev [i dr.] // Kuznechno-shtampovoe proizvodstvo. – 1976. – № 3. – S. 31 – 33.
  11. Danchenko V. N. Tehnologiya trubnogo proizvodstva: uchebnik dlya vuzov / Danchenko V. N., Kolikov A. P., Romancev B. A., Samusev S. V. – M.: Internet Inzhiniring, 2002. – 640 s. – ISBN 5-89594-083-8
  12. Goldfarb E. M. Raschety nagrevatelnykh pechej / Goldfarb E. M., Tajc N. Yu. – K.: DTVU, 1958. – 342 s.
  13. Shak A. Promyshlennaya teploperedacha / Shak A. – M.: Metallurgiya, 1961. – 382 s.
  14. Vejniki A. I. Tehnicheskaya termodinamika i osnovy teploperedachi / Vejniki A. I. – M.: Metallurgiya, 1965. – 375 s.
  15. Perlin I. L. Metallovedenie i obrabotka cvetnykh metallov i splavov - M.: Metallurgizdat. Giprc-?etmetobrabotka. – 1963. – № 21. – S. 183 – 216.
  16. Miheev M. A. Osnovy teploperedachi / Miheev M. A., Miheeva I. M. – M.: Energiya, 1977. – 382 s.
  17. Bloshinskij G. P. Deformiruemost splavov na osnove nikelya pri goryachem pressovanii trub: dis. kandidata tehn. nauk: 01.04.80 / Grigorij Pavlovich Bloshinskij. - Dnepropetrovsk, 1980. - 156 s.
  18. Radzivonchik V. F. Skorostnoe plasticheskoe deformirovanie metallov / Radzivonchik V. F. – Harkov: HGU, 1967. – 212 s.
  19. Tretyakov A. V. Mehanicheskie svoystva metallov i splavov pri obrabotke davlaniem / Tretyakov A. V., Zyuzin V. I. – M.: Metallurgiya, 1973. – 224 s.
  20. Smirnov-Alyayev G. A. Soprotivlenie materialov plasticheskomu deformirovaniyu / Smirnov-Alyayev G. A. – L.: Mashinostroenie, 1978. – 368 s.
  21. Poluhin P. I. Soprotivlenie plasticheskoy deformatsii metallov i splavov / Poluhin P. I., Gun G. Ya., Galkin A. M. – M.: Metallurgiya, 1976. – 488 s.
  22. Goryachee pressovanie trub i profilej / Manegin Yu. V., Pritomanov A. E., Shpittel T., Knaushner A. – M.: Metallurgiya, 1980. – 272 s.