

Міністерство освіти і науки,
молоді та спорту України
Українська інженерно-педагогічна
академія

Піднімально-транспортні
машини
Динаміка та міцність машин
Верстати та інструменти
Технологія машинобудування
Економіка та управління
машинобудівними
підприємствами

Машинобудування

Машиностроение

Engineering

Lifting-and-shifting machines
Dynamics and strength of
machines
Machine-tools and instruments
Engineering technology
Economics and management of
engineering operations

Збірник наукових праць

Видається 2 рази на рік

Видається з грудня 2007 р.

Піднімально-транспортні машини.....

Ісьєміні І.І., Родіонов Л.А.

Визначення часу спрацювання пневмогідравлічного буфера.....

Подоляк О.С., Шевченко С.И., Фесенко Г.И., Лифшиц А.Ю.

О влиянии конструктивных параметров на процесс формирования усилий в приводе механизма подъема.....

Фідровська Н.М., Литвин О.О.

Математичне моделювання розподілу навантаження на барабані під канатом за допомогою локальних параболічних сплайнів.....

Динаміка та міцність машин.....

Кравцов М.К., Святуха А.А., Оболенская Т.А., Белецкая И.В.

Расчет прочности соединений с промежуточными средами в соединениях с натягом.....

Верстати та інструменти.....

Воробйова А.О., Маршуба В.П.

Порівняльний аналіз застосування різних приводів верстатів з фізико-хімічних методів обробки в умовах ГПХМЗ «ФЕД».....

Левченко Я.К., Маршуба В.П.

Преваги високошвидкісної обробки.....

Технологія машинобудування.....

Бондаренко М.І., Рябчиков М.Л.

Удосконалення температурних режимів пресів для обробки технічних текстильних матеріалів.....

Волошина О.І., Рябчиков М.Л.

Визначення параметрів волого-теплової обробки матеріалів на основі аналізу термомеханічних кривих.....

Дерябкина Е.С., Жежер М.Н.

Влияние термической обработки на склонность к МКК сварных соединений низконикелевой коррозионностойкой стали с азотом.....

Калюжный А.В.

Моделирование методом конечных элементов процесса изготовления из стали 20 составных частей изделия «баллон».....

Калюжный В.Л., Горноста́й В.Н., Запорожченко А.С.

Прямое холодное выдавливание с раздачей профилей из сталей.....

Калін М.А., Піняєв Ю.В.

Розрахунок оптимального вмісту вуглецю й марганцю в електродних покриттях ільменітового виду.....

Кравцов М.К., Оболенська Т.О., Білецька І.В.

Складання з'єднань із проміжними середовищами.....

Купріянов О.В.

Розрахунок розмірного ланцюга рами задньої трактора Т-151к з гарантованим значенням придатності замикальної ланки.....

Лазаренко В.И., Оболенская Т.А., Мороз Т.В.

Блокирующий автоматический контроль качества изделий.....

Манаенков И.В., Резниченко Н.К., Фролов Е.А.

Повышение точности и качества рабочих поверхностей деталей методом пневмоударной штамповки.....

Мовшович А.Я., Изотова К.А., Черная Ю.А., Бондарь О.В.

Конструкции универсальных сборно-разборных приспособлений для сборочно-сварочных работ (УСРП-С).....

Оболенская Т.А., Белецкая И.В., Рудецкая Ю.Е.

Определение оптимального момента наладки многострунной автоматической линии.....

Орлов М.В.

Технология многопроходной сварки теплоустойчивой стали, обеспечивающая снижение температуры предварительного подогрева.....

Петренко А.Н.

Износостойкий наплавленный металл системы С-В-Ti-Ni.....

Романов С.В., Литвинова О.О.

Застосування параметричного моделювання при проектуванні
модульних індукційних нагрівачів.....

Смирнов И.П.

Предварительное определение трудоемкости чистовой токарной
обработки при серийном производстве.....

Тихоненко В.В., Созонов Ю.И.

Влияние параметров обработки на характеристики МДО-покрытия.....

Челишева С.В., Рябчиков М.Л.

Удосконалення нормативної бази дослідження технічних
текстильних матеріалів на основі аналізу термомеханічних кривих.....

Економіка та управління машинобудівними підприємствами.....

Фурсова Т. Н.

Автоматизация определения и анализа технико-экономических
показателей энергоблоков.....

Відомості про авторів.....

До уваги авторів.....

ВИЗНАЧЕННЯ ЧАСУ СПРАЦЬОВУВАННЯ ПНЕВМОГІДРАВЛІЧНОГО БУФЕРА

1. Постановка проблеми

Робота вантажопідіймальних машин пов'язана з підвищеною небезпекою. При експлуатації мостових кранів нерідко виникають випадки, коли кран наїжджає на тупикові упори, якими повинні бути обладнані підкранові шляхи для запобігання сходу крана з рейок [1]. Щоб пом'якшити можливий удар в тупиковий упор, мостові крани обладнуються буферними пристроями різних типів. Однією з важливих характеристик буферного пристрою є час його спрацьовування (час зупинки крана). Занадто малий час може привести до жорсткого удару, що викликає підвищені динамічні навантаження на кранові металоконструкції і підкранові спорудження, а занадто великий час свідчить про неефективність буферного пристрою.

2. Аналіз досліджень

В статті [2] була запропонована конструкція пневмогідравлічного буферного пристрою, що призначений для безпечної зупинки крана в аварійній ситуації. На базі цього буферного пристрою розроблена захисна система вантажопідіймальних кранів у кінцевих ділянках шляху [3], що показана на рис. 1.

Захисна система вантажопідіймальних кранів у тупикових ділянках шляху складається з таких елементів: 1 – робочий циліндр; 2 – пневмогідроаккумулятор; 3 – поршень; 4 – шток; 5 – тупиковий упор. Для оцінки ефективності розробленої захисної системи необхідно визначити час спрацьовування пневмогідравлічного буферного пристрою (час зупинки крана).

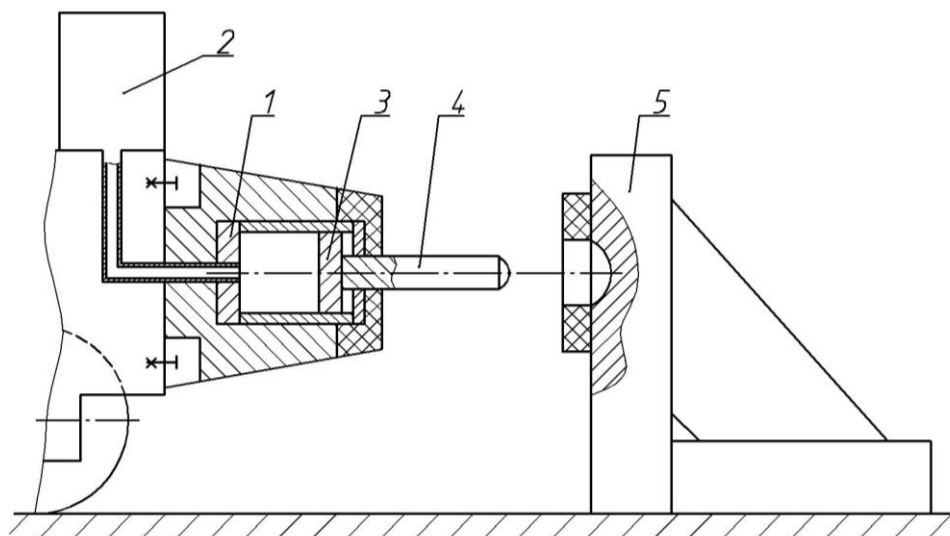


Рис. 1 – Захисна система вантажопідіймальних кранів у кінцевих ділянках шляху

У загальному випадку час зупинки крана при постійному сповільненні знаходиться таким чином:

$$t = \frac{2s}{V}, \quad (1)$$

де s – гальмівний шлях крана;

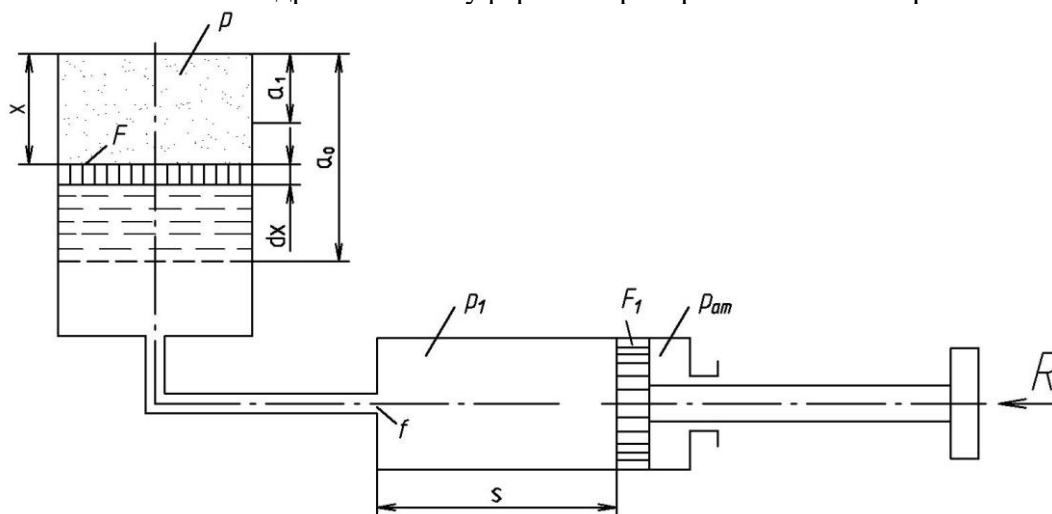
V – швидкість, з якою кран наїжджає на тупиковий упор.

В результаті математичного моделювання, що описує наїзд мостового крана на пневмогідравлічний буферний пристрій [2], були отримані такі результати: для мостового

Оскільки робоча рідина з гідравлічного циліндра потрапляє в акумулятор, знайдемо час спрацювання пневмогідравлічного буферного пристрою з масового обміну робочих середовищ буфера.

Визначити час спрацьовування пневмогідравлічного буферного пристрою та порівняти його зі значенням, отриманим при математичному моделюванні роботи пневмогідравлічного буфера.

Гідравлічна схема пневмогідравлічного буферного пристрою показана на рис. 2.



Диференційне рівняння процесу витікання рідини з гідروциліндра в акумулятор під дією тиску крана, що наїжджає, має вигляд [4]:

де F – площа перерізу акумулятора;
 dx – підвищення рівня рідини в акумуляторі за час t ;
 Q – витрати рідини з гідроциліндра в акумулятор.

При розрахунку витікань під змінним напором можна зневажати фактором вагомості рідини, приймаючи, що витікання відбувається тільки під дією тиску поршня.
Витрачання рідини в довільний момент часу:

де μ – коефіцієнт витрачання рідини при витіканні через дроселювальний отвір;
 f – площа перерізу дроселювального отвору;
 p – надлишковий тиск повітря в акумуляторі;
 ρ – щільність робочої рідини;
 p_1 – надлишковий тиск в гідроциліндрі, що (зневажаючи тертям в гідроциліндрі)
дорівнює:

$$p_1 = \frac{R}{S_1},$$

де R – ударна сила, з якою кран наїжджає на шток гідроциліндра;
 F_1 – площа поршня гідроциліндра.

Змінний тиск в припущенні ізотермічності процесу розширення повітря має вигляд:

$$p = \frac{a_0}{x}(p_0 + p_{am}) - p_{am},$$

де a_0 – початкова висота повітряного об'єму;
 x – змінна висота повітряного об'єму;
 p_0 – початковий надмірний тиск повітря в акумуляторі;
 p_{am} – атмосферний тиск.

Початковий надмірний тиск повітря приймається як:

$$p_0 = p_1 \frac{F_1}{F},$$

тоді тиск при початковій висоті повітряного об'єму буде мати вигляд:

$$p(a_1) = \frac{a_0}{a_0} \left[p_1 \frac{F_1}{F} + p_{am} \right] - p_{am};$$

тиск при кінцевій висоті повітряного об'єму:

$$p(a_0) = \frac{a_0}{a_1} \left[p_1 \frac{F_1}{F} + p_{am} \right] - p_{am} = p_1 \frac{F_1}{F},$$

де a_1 – кінцева висота повітряного об'єму.

Підставляючи вираз (4) в диференціальне рівняння (2), отримаємо:

$$dt = - \frac{F}{\mu \cdot f \sqrt{2 \frac{p_1 - p}{\rho}}} dx \quad (4)$$

Підставляючи вираз p в (4), отримаємо після перетворювань

$$dt = -A \frac{dx \cdot \sqrt{x}}{\sqrt{Cx - B}},$$

де

$$A = \frac{F}{\mu \cdot f \sqrt{\frac{2}{\rho}}};$$

$$C = (p_1 + p_{am});$$

$$B = a_1(p_0 + p_{am}).$$

Час t спрацьовування акумулятора, що відповідає ходу S поршня гідроциліндра, визначається інтегралом

$$t = -A \int_{a_0}^{a_1} \frac{\sqrt{x}}{\sqrt{Cx - B}} dx, \quad (5)$$

верхня границя якого a_1 знаходиться з очевидного об'ємного співвідношення (оскільки об'єм повітря в акумуляторі зменшується на величину об'єму рідини, що витісняється з гідроциліндра):

$$F(a_0 - a_1) = F_1 s.$$

Після інтегрування та перетворення виразу (5) у кінцевому підсумку отримаємо:

$$T = \frac{F}{\mu \cdot f \sqrt{\frac{2}{\rho}}} \frac{a_1}{\sqrt{C}} \frac{1}{K_1} \left[\sqrt{m} \sqrt{m K_1^2 - 1} - \sqrt{K_1^2 - 1} + \frac{1}{2 K_1} \ln \frac{2 \sqrt{m} K_1 \sqrt{m K_1^2 - 1} + 2 m K_1^2 - 1}{2 K_1 \sqrt{K_1^2 - 1} + 2 K_1^2 - 1} \right], \quad (6)$$

де

$$K_1^2 = \frac{p_1 + p_{am}}{p_0 + p_{am}};$$

$$m = \frac{a_0}{a_1}.$$

Підставивши в вираз (6) вихідні дані, отримаємо час спрацьовування буферного пристрою $t = 0,63$ с. Дане значення відрізняється на 5 % від знайденого в результаті математичного моделювання, що свідчить про достовірність отриманих результатів.

Висновки

Визначення часу спрацьовування пневмогідравлічного буферного пристрою дозволяє дати оцінку ефективності його роботи. Обчислене значення часу спрацьовування з масового обміну робочих середовищ буфера відрізняється не більш ніж на 5 % від значення, знайденого в результаті математичного моделювання, що дозволяє зробити висновок про достовірність отриманих результатів.

Список використаних джерел:

1. Правила будови і безпечної експлуатації вантажопідіймальних кранів : НПАОП 0.00-1.01-07 07 / Держ. департамент з нагляду за охороною праці України. – Х. : Форт, 2007. – 256 с.
2. Ісьєміні І. І. Дослідження динамічних процесів при гальмуванні мостових кранів пневмогідравлічними буферними пристроями / І. І. Ісьєміні, Л. А. Родіонов // Машинобудування : зб. наук. пр. / Укр. інж.-пед. акад. – Х., 2011. – Вип. 7-8. – С. 23–31.
3. Пат. 69229 UA, МПК⁹ F 16 F 5/00. Захисна система вантажопідіймальних кранів у кінцевих ділянках шляху / С. Л. Смоляков, І. І. Ісьєміні (UA); заявник Укр. інж.-пед. акад. – № u 2011 11415; заявл. 27.09.2011; опубл. 25.04.2012, Бюл. № 8. – 3 с.
4. Сборник задач по машиностроительной гидравлике / Д. А. Бутаев, З. А. Калмыкова, Л. Г. Подвидз [и др.]. – М. : Машиностроение, 1972. – 472 с.

Ісьєміні І.І., Родіонов Л.А. «Визначення часу спрацьовування пневмогідравлічного буфера».

У статті визначається час спрацьовування пневмогідравлічного буферного пристрою з масового обміну робочих середовищ. Отримане значення дозволяє надати оцінку ефективності роботи буфера.

Ключові слова: буфер, мостовий кран, час спрацьовування.

Исьемини И.И., Родионов Л.А. «Определение времени срабатывания пневмогидравлического буфера».

В статье определяется время срабатывания пневмогидравлического буферного устройства из массового обмена рабочих сред. Полученное значение позволяет дать оценку эффективности работы буфера.

Ключевые слова: буфер, мостовой кран, время срабатывания.

Isyemini I.I., Rodionov L.A. “Estimation of operating time of pneumohydraulic buffer”.

The article estimates the operating time of pneumohydraulic buffer from mass exchange of actuating mediums. The derived value allows us to evaluate the efficiency of buffer.

Key words: buffer, overhead crane, operating time.

Стаття надійшла до редакції 14 травня 2012 р.

©Подольяк О.С., Шевченко С.И., Фесенко Г.И., Лифшиц А.Ю.

О ВЛИЯНИИ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ПРОЦЕСС ФОРМИРОВАНИЯ УСИЛИЙ В ПРИВОДЕ МЕХАНИЗМА ПОДЪЕМА

1. Введение

Привод механизма подъема представляет собой сложную механическую систему с жесткостными и инерционными параметрами, определяющими амплитудно-частотную характеристику колебательного процесса. При проектировании или модернизации следует обращать внимание на необходимость отстройки механической системы от возможности возникновения таких негативных явлений, как биение и резонанс.

2. Цель и задачи статьи

В данной статье определяется соотношение моментов инерции и жесткостей, при которых в системе могут возникнуть биения.

3. Анализ опубликованной литературы

Вопросом возникновения биений в колебательных процессах занимались многие ученые [1–4] однако их исследования ограничивались изучением систем с двумя степенями свободы в связи со сложностью вычислений. Расчеты современных механизмов грузоподъемных машин требуют рассмотрения более сложных систем.

4. Основная часть

4.1. Определение динамических колебаний системы

Принципиальную схему механизма подъема крана заменим динамически эквивалентной схемой (рис. 1), обладающей таким же энергетическим запасом для режима подъем – опускание груза (включение грузовой лебедки). Приведение дискретных масс выполняем, исходя из равенства кинетических энергий приводимой и приведенной массы; приведение жесткостей – из условия равенства потенциальных энергий, приведение внешних моментов из условия равенства секундних работ [5].

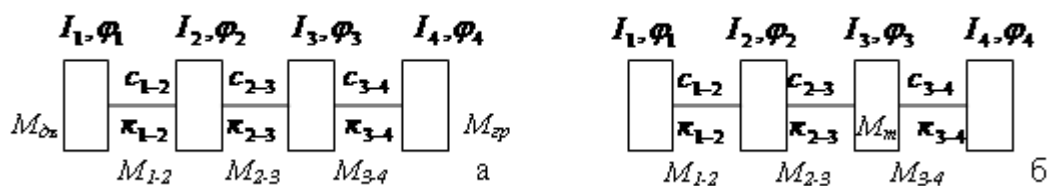


Рис. 1 – Динамически эквивалентная схема механизма подъема крана в режиме а – подъем; б – опускание

Здесь I_1 – момент инерции двигателя и муфты сцепления; I_2 – момент инерции коробки передач и коробки отбора мощности; I_3 – момент инерции остальных вращающихся частей привода приведенных к барабану грузовой лебедки; I_4 – момент инерции груза; c_{1-2} – крутильная жесткость пружин демпфера; c_{2-3} – жесткость карданного вала привода; c_{3-4} – крутильная жесткость каната (остальные валы считаем абсолютно жесткими); k_{1-2} – коэффициент неупругого сопротивления демпфера крутильных колебаний; k_{2-3} – коэффициент неупругого сопротивления карданного вала привода; k_{3-4} – коэффициент неупругого сопротивления каната; $M_{дв}$ – внешний момент двигателя; $M_{гр}$ – грузовой момент, M_m – тормозной момент; M_{1-2} , M_{2-3} , M_{3-4} – моменты в упругих связях.

Запишем систему дифференциальных уравнений для эквивалентной схемы механизма подъема (рис. 1) в режиме подъем – опускание, используя метод, изложенный в [3], здесь за независимые обобщенные координаты приняты моменты в упругих связях.

$$\left. \begin{aligned} \ddot{M}_{12} + \kappa_{12} \left(\frac{1}{I_1} + \frac{1}{I_2} \right) \dot{M}_{12} + \beta_{12}^2 M_{12} - \frac{c_{12} \kappa_{23}}{c_{23} I_2} \dot{M}_{23} - \frac{c_{12}}{I_2} M_{23} &= \frac{c_{12}}{I_1} M_{\partial\partial}(t); \\ \ddot{M}_{23} + \kappa_{23} \left(\frac{1}{I_2} + \frac{1}{I_3} \right) \dot{M}_{23} + \beta_{23}^2 M_{23} - \frac{c_{23} \kappa_{12}}{c_{12} I_2} \dot{M}_{12} - \frac{c_{23}}{I_2} M_{12} - \frac{c_{23} \kappa_{34}}{c_{34} I_3} \dot{M}_{34} - \frac{c_{23}}{I_3} M_{34} &= 0; \\ \ddot{M}_{34} + \kappa_{34} \left(\frac{1}{I_3} + \frac{1}{I_4} \right) \dot{M}_{34} + \beta_{34}^2 M_{34} - \frac{c_{34} \kappa_{23}}{c_{23} I_3} \dot{M}_{23} - \frac{c_{34}}{I_3} M_{23} &= -\frac{c_{34}}{I_4} M_{\partial p}(t); \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где

$$\beta_i^2 = c_i \left(\frac{1}{I_i} + \frac{1}{I_{i+1}} \right) - \text{частоты свободных колебаний парциальных двухмассовых систем}$$

без учета сил трения.

Определив моменты инерции, жесткости упругих элементов, коэффициенты неупругого сопротивления и внешние моменты [5], вычислим при помощи системы уравнений (1) упругие моменты в системе для режима подъем – опускание груза. Длина каната при подъеме 15 метров при опускании 10 метров. Подъем осуществляем с земли. Систему уравнений решим, воспользовавшись методом Рунге Кутты.

Из рисунков (рис. 2, 3) видно, что моменты в упругих звеньях M_{1-2} , M_{2-3} , M_{3-4} механической системы носят колебательный затухающий характер, причем ряд моментов имеют характер биений.

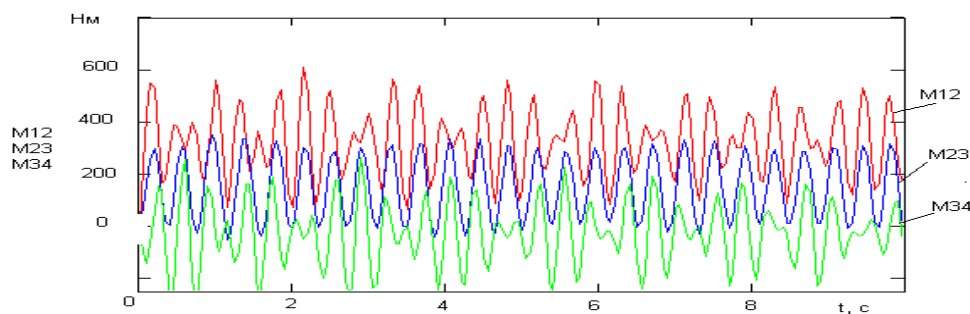


Рис. 2 – Изменение моментов M_{1-2} , M_{2-3} , M_{3-4} в режиме подъема груза

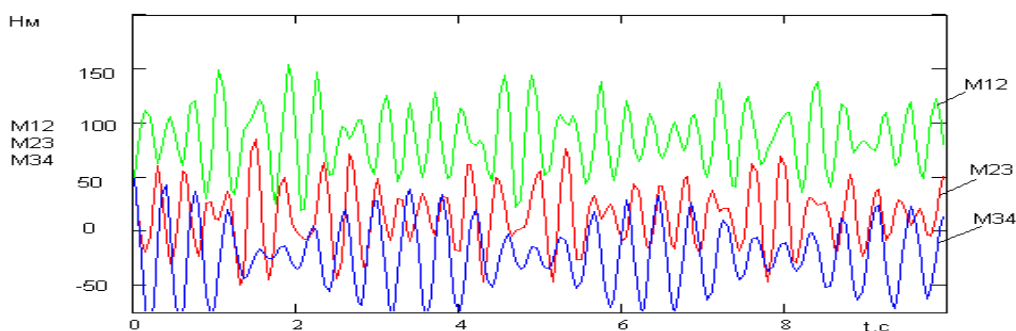


Рис. 3 – Изменение моментов M_{1-2} , M_{2-3} , M_{3-4} в режиме опускания груза

4.2. Свободные крутильные колебания системы

Представим, что система имеет n степеней свободы. Углы поворота дисков – обобщенные координаты: $q_1, q_2, \dots, q_n$.

$$A = \frac{I_1 + I_2}{I_1 I_2} c_1 + \frac{I_2 + I_3}{I_2 I_3} c_2 + \frac{I_3 + I_4}{I_3 I_4} c_3,$$

$$B = \frac{I_1 + I_2 + I_3}{I_1 I_2 I_3} c_1 c_2 + \frac{I_1 + I_2}{I_1 I_2} \cdot \frac{I_3 + I_4}{I_3 I_4} c_1 c_3 + \frac{I_2 + I_3 + I_4}{I_2 I_3 I_4} c_2 c_3,$$

$$C = \frac{I_1 + I_2 + I_3 + I_4}{I_1 I_2 I_3 I_4} c_1 c_2 c_3.$$

После математических преобразований представим уравнение (5) в следующем виде:

$$x^3 - Ax^2 + Bx - C = 0 \quad (6)$$

Биения происходят в том случае, когда $x_2 - x_1 \ll x_1$, т.е. $x_1 \approx x_2$ [2].

Пусть уравнение (6) имеет два равных корня d и третий – e , тогда

$$(x - d)^2 (x - e) = x^3 - x^2(2d + e) + xd(d + 2e) - ed^2 = x^3 - Ax^2 + Bx - C. \quad (7)$$

Имеем:

$$\begin{cases} 2d + e = A, \\ d(d + 2e) = B, \\ ed^2 = C; \end{cases} \quad (8)$$

отсюда

$$3d^2 - 2Ad + B = 0 \quad (9)$$

$$d_{1,2} = \frac{2A \pm \sqrt{4A^2 - 12B}}{6}, \quad (10)$$

и $d_1 = d_2 = d = \frac{A}{3}$, если $A^2 = 3B$, $e = \frac{C}{d^2}$.

Присвоим значения

Таким образом, если комбинация моментов инерции и жесткостей такова, что выполняется условие

$$\left(\frac{I_1 + I_2}{I_1 I_2} c_1 + \frac{I_2 + I_3}{I_2 I_3} c_2 + \frac{I_3 + I_4}{I_3 I_4} c_3 \right)^2 =$$

$$= 3 \left(\frac{I_1 + I_2 + I_3}{I_1 I_2 I_3} c_1 c_2 + \frac{I_1 + I_2}{I_1 I_2} \cdot \frac{I_3 + I_4}{I_3 I_4} c_1 c_3 + \frac{I_2 + I_3 + I_4}{I_2 I_3 I_4} c_2 c_3 \right),$$

то в системе выполняется условие возникновения явления биения.

Выводы

Предложенный метод можно использовать в качестве проверочного в инженерных расчетах при проектировании или модернизации подобных систем.

Список использованных источников:

1. Мендельштам Л. И. Лекции по теории колебаний / Л. И. Мендельштам. – М.: Наука, 1972. – 418 с.
2. Яблонский А. А. Курс теории колебаний / А. А. Яблонский, С. С. Норейко. – М.: Высш. шк., 1975. – 248 с.
3. Федорова З. М. Подъемники / З. М. Федорова, И. Ф. Лукин, А. П. Нестеров. – К.: Вища шк., 1976. – 296 с.

4. Пановко Я. Г. Введение в теорию колебаний / Я. Г. Пановко. – М.: Наука, 1991. – 256 с.
5. Нестеров А. П. Динамические нагрузки в трансмиссии автомобильных кранов при переходных процессах / А. П. Нестеров, О. С. Подоляк, А. В. Чернышенко // Збірник наукових праць УДАЗ. – 2006. – № 73. – С. 127–135.

Подоляк О.С., Шевченко С.И., Фесенко Г.И., Лифшиц А.Ю. «О влиянии конструктивных параметров на процесс формирования усилий в приводе механизма подъема».

В статье рассмотрены вопросы влияния конструктивных особенностей многомассовой механической системы на колебательный силовой процесс при неустановившихся режимах работы механизма подъема автомобильного крана.

Ключевые слова: привод, подъем, колебания, система, автомобильный кран.

Подоляк О.С., Шевченко С.И., Фесенко Г.И., Лифшиц А.Ю. «Про вплив конструктивних параметрів на процес формування зусиль в приводі механізму піднімання».

В статті розглянуті питання впливу конструктивних особливостей багатомасової механічної системи на коливальний силовий процес при несталіх режимах роботи механізму піднімання автомобільного крана.

Ключові слова: привод, підйом, колювання, система, автомобільний кран.

Podolyak O.S., Shevchenko S.I., Fesenko G.I., Lifshytz A.Yu. “About design factors influence on the generation of efforts process in hoisting mechanism drive”.

In the article the questions of design factors influence of multimass mechanical system on the force process by instability condition of hoisting mechanism of automobile crane operation are considered.

Key words: drive, hoist, oscillating, system, automobile crane.

Стаття надійшла до редакції 10 травня 2012 р.

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ РОЗПОДІЛУ НАВАНТАЖЕННЯ НА БАРАБАНИ ПІД КАНАТОМ ЗА ДОПОМОГОЮ ЛОКАЛЬНИХ ПАРАБОЛІЧНИХ СПЛАЙНІВ

1. Вступ

При накручуванні каната на барабан по кривій, яка є гвинтовою лінією виникає питання про прогин поверхні барабана, що залежить від розподілу навантаження. Як відомо [1], розподіл навантаження на поверхні барабана залежить від сил натягу каната T , від кроку h між сусідніми витками (крок гвинтової лінії) і від кута γ намотування.

2. Аналіз літературних джерел, пов'язаних з темою статті

В даній роботі пропонується для дослідження прогину стінки барабану використовувати параболічні сплайни, запропоновані Ю.М. Суботіним [2], оскільки ці сплайни мають наступні властивості [3]: кожний сплайн є згладжуючим сплайном і зберігає локальні властивості монотонності і опуклості вхідних даних (значення функції у вузлах сітки), для нього відома точна оцінка похибки наближення функцій з неперервною другою похідною. Обчислювальний експеримент показав, що ці сплайни можуть гарно наближувати прогин при переході від одного профілю до іншого. Але для їх побудови потрібно задавати дві сітки вузлів сплайна – вузли інтерполяції і допоміжні вузли, вибір яких може бути, взагалі кажучи, довільним. Тому, наряду зі сплайнами Суботіна Ю.М. нами також проаналізована можливість використання для опису прогину поверхні барабану також параболічних сплайнів, побудова яких проводиться за допомогою узагальнення алгоритму, описаного в монографії Литвина О.М. [4].

3. Постановка задачі

Вважаємо, що розподіл навантаження, не зменшуючи загальності, на інтервалі $0 \leq x \leq 2a$. Розіб'ємо цей інтервал на підінтервали наступними точками

$0 = x_0 < x_1 < \dots < x_M = 2a; x_k = kh, h = \frac{2a}{M}$, де M – кількість витків канату, намотаного на

барабані, h - крок намотки. Крім того, для порівняння математичної моделі прогину в даній роботі вважаємо, що нам відома формула

$$f(x) = \left[\cos(\rho \sin \psi x) (C_1 e^{\rho \cos \psi x} + C_2 e^{-\rho \cos \psi x}) + A e^{-\eta \mu \frac{l-x}{h} 2\pi} \right] \cos n\varphi$$

для функції прогину $w = f(x)$ в точках $x = x_m = (m - 0,5)h, m = \overline{1, M}$ (в середніх точках підінтервалів розбиття $[0, 2a]$). Задача полягає у наближеному представленні цієї функції прогину у вигляді відповідного параболічного сплайну.

4. Основний зміст роботи

Для побудови будемо використовувати базисні квадратичні сплайни, які є узагальненням квадратичних сплайнів, що досліджувались в [4, стор. 54-55] на випадок, коли для знаходження невідомих параметрів сплайна застосовується не мінімізація інтегралу від квадрату другої похідної сплайна, а сума квадратів відхилень односторонніх похідних другого порядку в кожній внутрішній точці.

Нижче викладемо метод побудови інтерполяційних параболічних сплайнів однієї змінної, точних на поліномах 2-го степеня.

Кожну з ліній на поверхні барабана можна наблизити з достатньою точністю сплайнами першого ступеню. Це твердження пов'язане з тим, що кожна така лінія на поверхні є

неперервною лінією, а графік сплайна першого степеня, який інтерполює цю лінію є ломаною лінією з вузлами ломаної, розміщеними на вказаній наближуваній лінії. Але, якщо ця наближувана лінія є гладкою, то можна стверджувати, що більш ефективним апаратом для наближення таких ліній є апарат сплайнів другого та вищих степенів. Описаний в [4] метод побудови інтерполяційних сплайнів 2-го степеня використовував для знаходження параметрів сплайна критерій, який полягає в мінімізації інтегралу від квадрату другої похідної сплайна. Нижче опишемо метод побудови інтерполяційних параболічних сплайнів, який не вимагає побудови двох систем вузлів і полягає у виборі параметрів квадратичного сплайна з умови мінімуму суми квадратів різниць других односторонніх похідних у всіх середніх точках розбиття інтервалу $[-1,1]$ на підінтервали. Цей критерій, зокрема, забезпечує таку властивість квадратичного сплайна: цей сплайн є точним на поліномах 2-го степеня.

Загальна формула для такого сплайна як і в [4, стор. 54-55] має вигляд

$$S_N(x) = S_{N,i}(x) = \frac{1}{x_{i+1} - x_i} \left[-(x - x_{i+1}) f(x_i) + (x - x_i) f(x_{i+1}) \right] + \frac{1}{2} M_i (x - x_i)(x - x_{i+1}), \quad x \in [x_i, x_{i+1}], i = \overline{1, n-1}$$

Невідомі сталі $M_i, i = \overline{1, N-1}$ у цій формулі знаходяться з умов (інша умова замість $J(S_N)$ досліджувалась в [4]):

$$J(S_N) = \sum_{i=1}^{N-1} (M_i - M_{i+1})^2 \rightarrow \min_M,$$

$$S'_N(x_i - 0) = S'_N(x_i + 0), i = \overline{2, N-1}.$$

Як витікає з роботи [4, стор. 54-55], сталі $M_i, i = \overline{1, N-1}$, що дають розв'язок описаної вище мінімізаційної задачі, можна обчислити за формулами

$$M_1 = \frac{2}{a_1 h_1} \sum_{i=1}^{N-2} (-1)^{i-1} (\Delta_{1,i+1} - \Delta_{1,i}) a_{i+1},$$

$$M_i = \frac{2(\Delta_{1,i} - \Delta_{1,i-1}) - M_{i-1} h_{i-1}}{h_i}, \quad i = \overline{2, N-1},$$

або в явному вигляді

$$M_i = \frac{1}{h_i} \left[\sum_{k=2}^i (-1)^{k+i} 2(\Delta_{1,k} - \Delta_{1,k-1}) + (-1)^{i-1} h_1 M_1 \right],$$

При цьому отриманий сплайн є неперервним, має неперервну першу похідну і є точним на поліномах 2-го степеня, тобто

$$S_N(x) = f(x) \forall f(x) = a + bx + cx^2, a, b, c \in R$$

Обчислювальний експеримент. Для розв'язання задачі наближення функції прогину автором складена програма в системі комп'ютерної математики MathCad.

На графіку (рис. 1) наводиться для порівняння графіки точної функції і її наближення за допомогою запропонованих квадратичних сплайнів. Максимальна похибка при наближенні точного значення прогину при цьому не перевищила 0,02.

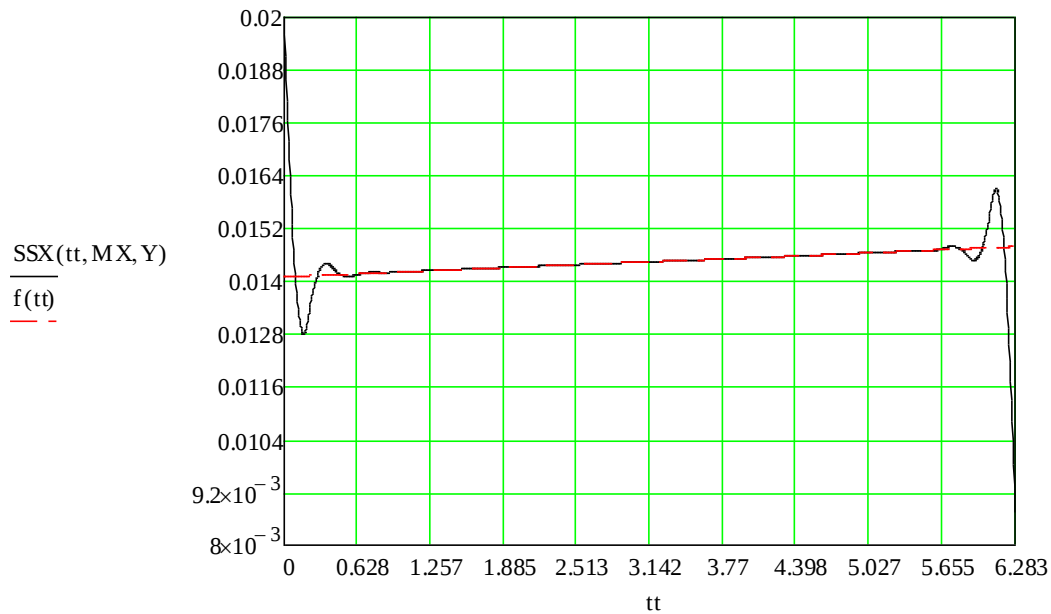


Рис. 1 – Графічне зображення прогину $f(tt)$ та наближуючого сплайну $SSX(tt, MX, Y)$

Висновки

Як бачимо, метод інтерлінації дозволяє досить точно визначити прогин обичайки в кожній точці.

Список використаних джерел:

1. Фидровская Н.Н. Влияние краевых шпангоутов на прогиб стенки цилиндрической оболочки / Н. Н. Фидровская // Вісник ХНТУСГ. – Х., 2009. – Вип. 76. – С. 169-172.
2. Суботин Ю.Н. Наследование свойств монотонности и выпуклости при локальной аппроксимации / Ю. Н. Суботин // ЖВМиМФ. – 1993. – Т. 33, № 7. – С. 996-1003.
3. Шевалдин В.Т. Аппроксимация локальными параболическими сплайнами с произвольным расположением узлов / В. Т. Шевалдин // Сибирский журнал вычислительной математики. – 2005. – Т. 2. – С. 77–88.
4. Литвин О.М. Интерлінація функцій та деякі її застосування. : монографія / О. М. Литвин. – Х.: Основа, 2002. – 544 с.

Фідровська Н.М., Литвин О.О. «Математичне моделювання розподілу навантаження на барабані під канатом за допомогою локальних параболических сплайнів».

В статті розглянуто застосування методу інтерлінації, а саме, параболических сплайнів Суботіна для будування графіку прогину обичайки канатного барабана під дією каната.

Ключові слова: метод інтерлінації, канатний барабан, математичне моделювання.

Фидровская Н.Н., Литвин О.О. «Математическое моделирование распределения нагрузки на барабане под канатом при помощи локальных параболических сплайнов».

В статье рассмотрено применение метода интерликации, а именно, параболических сплайнов Суботина для построения графика прогиба обечайки канатного барабана под действием каната.

Ключевые слова: метод интерликации, канатный барабан, математическое моделирование.

Fidrovskaya N.M., Lytvyn O.O. “Mathematical modeling of load distribution on the drum under rope with local parabolic splines”.

In the article using of the interlineation method videlicet Subotin’s parabolic splines for construction of graphs of rope drum shell ring deflection under rope.

Key words: interlineation method, rope drum, mathematical modeling.

Стаття надійшла до редакції 17 травня 2012 р.

©Кравцов М.К., Святуха А.А., Оболенская Т.А., Белецкая И.В.

РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ СОЕДИНЕНИЙ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ СРЕДАМИ В СОЕДИНЕНИЯХ С НАТЯГОМ

1. Актуальность проблемы

В условиях возрастающей быстроходности и мощности современных машин актуальность приобретают вопросы повышения прочности и увеличения долговечности соединений с натягом широко применяемых в различных узлах и механизмах для неподвижного скрепления деталей.

2. Постановка задачи

Для выяснения характера протяжения физических превращений вязких покрытий в зоне контакта необходимо рассмотреть последовательность процесса формирования промежуточного слоя. В начальной стадии деформации поведения слоя подобно жидкости, что влечет за собой решение гидродинамической задачи.

3. Основной материал

В начальной стадии покрытие представляет вязкую среду и подчиняется законам движения жидкости. При этом считаем, что промежуточный слой является сплошной средой и полностью заполняет пространство между сопрягаемыми поверхностями деталей. Затем в результате давления остывающей втулки слой после перехода в твердое состояние повышает свои механические свойства. Для более наглядного представления процесса формирования неподвижного соединения с наличием вязкой промежуточной среды между сопрягаемыми поверхностями приведем упрощенную схему тепловой сборки соединения типа вал-втулка рис. 1, рис. 2.

Расчет осуществляем в три этапа:

- решаем уравнения Навье-Стокса для вязкой сплошной среды с однородными граничными условиями;
- согласно приведенному выше предложению принимаем, что скорости частиц вязкой среды $\vec{V}$ пропорциональны скоростям смещения $\vec{U}$ частиц сдеформированного слоя: $\vec{U} = K\vec{V}$ где K – коэффициент пропорциональности, который определяется физико-механическими свойствами слоя;

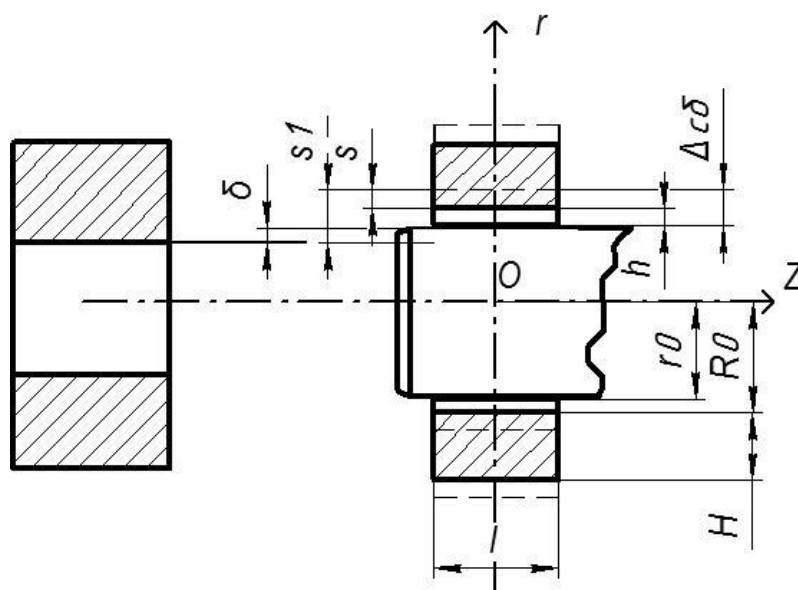


Рис. 1 – Схема соединения с натягом типа вал-втулка

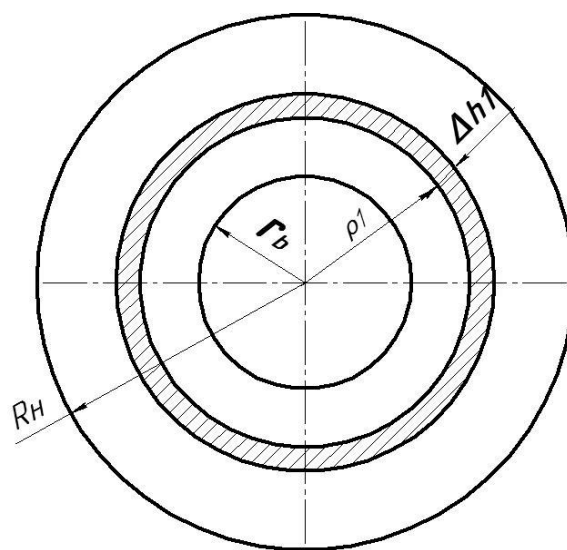


Рис. 2 – Схема упрощенной модели втулки для расчета жесткости

- составляем уравнение равновесия и решаем его.

В результате решения находим относительные деформации и напряжения, определяем все необходимые характеристики деформированного слоя. Дифференциальные уравнения Навье-Стокса [1, 2] в цилиндрической системе координат r, γ, z ($0 \leq T \leq \infty, 0 \leq \gamma < 2\pi, -\infty < z < \infty$) представляются в следующем виде:

$$\begin{aligned} \frac{\partial V_r}{\partial t} + V_r \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_\varphi \partial V_r}{r \partial \varphi} + V_z \cdot \frac{\partial V_r}{\partial z} - \frac{V^2 \varphi}{r} = F_z - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial z} + \\ + V \left(\frac{\partial^2 V_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 V_z}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial V_z}{\partial r} \right); \end{aligned} \quad (1)$$

и уравнения:

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial V_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{\partial V_z}{\partial z} + \frac{V_r}{r} = 0. \quad (2)$$

Для соединения, представленного на рис. 1, приведенные уравнения могут быть упрощены, если сделать следующие предположения, что:

1. Давление не зависит от r $\frac{\partial P}{\partial r} = 0$.

2. Ввиду малости толщины слоя по сравнению с геометрическими размерами соединения $V_r = V_r(r)$, т.е. $\frac{\partial V_r}{\partial z} = \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} = 0$.

3. В силу симметрии течения решение уравнений (1) не зависит от координаты φ .

4. Действием массовых сил пренебрегаем.

5. Принимаем процесс стационарным.

В уравнениях (1) F_r, F_φ, F_z – массовые силы, V_r, V_z, V_φ – составляющие скорости течения частицы жидкости, ρ – плотность жидкости, ν – кинематический коэффициент вязкости.

6. Ввиду малой толщины слоя пренебрегаем членами $V_r \frac{\partial V_z}{\partial r}$ и $V_z \frac{\partial V_z}{\partial z}$

Из уравнения сплошности среды следует, что если V не зависит от Z , то

$$\frac{\partial V_z}{\partial z} = -\frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{V_r}{r} = \varphi(r) \text{ тогда } V_z = \varphi(r)Z + C$$

Очевидно, что $\frac{\partial^2 V_z}{\partial Z^2} = 0$ и с учетом принятых допущений уравнения (1) и

(2) принимают вид

$$\nu \left(\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{V_r}{r^2} \right) = 0; \nu \left(\frac{\partial^2 V_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial V_z}{\partial r} \right) - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial Z} = 0; \frac{\partial v_R}{\partial r} + \frac{\partial v_z}{\partial z} + \frac{V_r}{r} = 0. \quad (3)$$

Подставим $V_z = \varphi(r)Z + C$ в третье уравнение системы (3)

$$\nu \left(\varphi'' + \frac{\varphi'}{r} \cdot Z \right) = + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial Z} \text{ или } \nu \left(\varphi'' + \frac{\varphi'}{r} \right) = + \frac{1}{\rho \cdot Z} \cdot \frac{\partial P}{\partial Z} \quad (4)$$

$$- \frac{1}{\rho Z} \cdot \frac{\partial P}{\partial Z} = A \quad (5)$$

Тогда третье уравнение системы (3) преобразуется к виду

$$\varphi'' + \frac{\varphi'}{r} = \frac{A}{\nu} \quad (6)$$

Это линейное уравнение второго порядка, которое после обозначения $\varphi' - U$ и $\varphi'' = U'$ запишем в виде

$$U' + \frac{U}{r} = \frac{A}{\nu} \quad (7)$$

Решаем это уравнение методом Бернулли.

В итоге получим

$$\varphi(r) = \frac{A}{\nu} \cdot \frac{r^2}{4} + B_1 \ln r + B_2 \quad (8)$$

Предположим, что частицы жидкости прилипают к поверхностям втулки и вала при сближении поверхности втулки в процессе ее охлаждения после соединения в узел, т.е.

$$\varphi(r_0) = \varphi(R_0) = 0$$

Теперь получаем следующую систему уравнений для определения B_1 и B_2 :

$$\begin{cases} \frac{A \cdot r_0^2}{4\nu} + B_1 \ln r_0 + B_2 = 0 \\ \frac{A \cdot R_0^2}{4\nu} + B_1 \ln R_0 + B_2 = 0 \end{cases} \quad (9)$$

Решая эту систему, находим B_1 и B_2 и подставляя их в уравнение (8) получим:

$$\varphi(r) = \frac{A}{4\nu} \left[r^2 - r_0^2 + (R_0^2 - r^2) \ln \frac{R_0}{r_0} \ln \frac{r}{r_0} \right], \quad (10)$$

где $R_0 = r_0 + h$

$$V_r = \frac{A \cdot Z}{4\nu} \left[r^2 - r_0^2 + (R_0^2 - r^2) \ln \frac{R_0}{r_0} \ln \frac{r}{r_0} \right], \quad (11)$$

Интегрируя уравнение неразрывности при условии, что $V_r(r_0) = 0$; $V_r(R_0) = -V_0$ совместно с третьим уравнением (3) получим:

$$A = \frac{R_0 \cdot V_0 4\nu}{B} \quad (12)$$

где

$$B = \int_{r_0}^{R_0} r \varphi(r) dr \quad (13)$$

Окончательно имеем

$$V_z = \frac{R_0 \cdot V_0}{B} Z \cdot \varphi(r) \quad (14)$$

Принимаем V_r не зависящим от вязкости

$$V_r = \frac{V_0 \cdot R_0}{R_0^2 - r_0^2} \cdot \frac{r_0^2 - r^2}{r} \quad (15)$$

Предположим, что $\left(\frac{h}{r_0} \right)^2 \ll \frac{h}{r_0}$

$$V_r = \frac{V_0 \cdot Z}{2 \cdot r_0 \cdot \varepsilon} \cdot \frac{r_0^2 - r^2}{r} \quad (16)$$

$$V_r = \frac{V_0 \cdot Z}{2 \cdot r_0^3} \cdot \frac{1 + \varepsilon}{\varepsilon} \left[r^2 - r_0^2 - r_0^2 (2 + \varepsilon) \ln \frac{r}{r_0} \right] \quad (17)$$

где $\varepsilon = \frac{h}{r_0}$.

Определение относительных деформаций и напряжений промежуточного слоя

Обозначим через $\sigma_r, \sigma_\varphi, \sigma_z$ напряжения, по соответствующим направлениям, а касательные напряжения $\sigma_{rz} = \sigma_{zr}$. Относительные

деформации обозначим через $\varepsilon_r, \varepsilon_\varphi, \varepsilon_z, \varepsilon_{rz}$, а через U_r, U_φ, U_z - перемещения. Известно [2, 3], что относительные деформации и перемещения связаны соотношениями

$$\varepsilon_r = \frac{\partial U_r}{\partial r}; \varepsilon_\varphi = \frac{U_r}{r}; \varepsilon_x = \frac{\partial U_z}{\partial z}; \varepsilon_{rz} = \frac{\partial U_z}{\partial r} + \frac{\partial U_r}{\partial z}; \varepsilon_{rz} = \varepsilon_{zr} \quad (18)$$

Предположим, что в локальной области справедливы линейные соотношения между деформациями и напряжениями [2].

$$\frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{\varepsilon_r - \varepsilon_\varphi} = \frac{\sigma_r - \sigma_z}{\varepsilon_r - \varepsilon_z} = \frac{\sigma_\varphi - \sigma_z}{\varepsilon_\varphi - \varepsilon_z} = \varepsilon' \quad (19)$$

Предположение (19) позволяет проинтегрировать уравнение равновесия и найти напряжения

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{r} &= 0, \\ \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\sigma_{rz}}{r} &= 0. \end{aligned} \quad (20)$$

Входящие в уравнение (19) деформации $\varepsilon_r, \varepsilon_\varphi, \varepsilon_z$ можно определить воспользовавшись решением (16) и (17). Предположим, что компоненты скоростей движения жидкости V_r и V_z пропорциональны скоростям смещения частиц промежуточного слоя:

$$\frac{\partial U_r}{\partial t} = K_1 \cdot V_r; \frac{\partial U_z}{\partial t} = K_2 \cdot V_z \quad (21)$$

В первом приближении коэффициенты K_1 и K_2 можно считать постоянными. Так как V_r и V_z не зависят от t , то

$$U_r = K_1 V_r \cdot t + C_1; U_z = K_2 V_z \cdot t + C_2 \quad (22)$$

Из начального состояния вещества известно, что при $t = 0$ $U_r = U_z = 0$, то есть $C_1 = C_2 = 0$

Поэтому

$$U_r = K_1 V_r \cdot t; U_z = K_2 V_z \cdot t \quad (23)$$

Подставляя (23) в (18) получим

$$\varepsilon_r = K_1 \frac{\partial V_r}{\partial r} t; \varepsilon_\phi = K_1 \frac{V_r}{r} t; \varepsilon_z = K_2 \frac{\partial V_z}{\partial z} t; \varepsilon_{rz} = K_2 \frac{\partial V_z}{\partial r} t + \frac{\partial V_r}{\partial z} t \quad (24)$$

так как V_r не зависит от z , то $\varepsilon_{rz} = K_2 \frac{\partial V_z}{\partial r} t$

$$\varepsilon_r = K_1 \cdot \frac{V_0 \cdot t(1+\varepsilon)}{2r_0 \varepsilon} \cdot \frac{r_0^2 + r^2}{r^2}; \varepsilon_\phi = K_1 \cdot \frac{V_0 \cdot t(1+\varepsilon)}{2r_0 \varepsilon} \cdot \frac{r_0^2 + r^2}{r^2};$$

$$\varepsilon_z = K_2 \cdot \frac{V_0 \cdot t(1+\varepsilon)}{2r_0^3 \varepsilon} \cdot \left[r^2 \cdot r_0^2 - r_0^2 (2|\varepsilon) \cdot \ln \frac{r}{r_0} \right]; \varepsilon_{rz} = K_2 \cdot \frac{V_0 \cdot t(1+\varepsilon)}{2r_0^3 \varepsilon} \cdot \left[2r - \frac{r_0^2}{r} (2|\varepsilon) \right]$$

Найдем σ_r и σ_{rz} из соотношения (20)

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu' \cdot K_2 \frac{\partial V_z}{\partial r} \cdot t \right) + \frac{E' \cdot K_1}{r} \left(\frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{V_r}{r} \right) \cdot t = 0 \quad (25)$$

Пусть $\mu' \cdot K_2 = E' \cdot K_1 = \gamma$ постоянные для всего слоя:

$$d\sigma_r = -\gamma d \left(\frac{\partial V_z}{\partial z} \cdot t \right) - \frac{\gamma}{r} \cdot t \left(\frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{V_r}{r} \right) dr, \quad (26)$$

где γ – коэффициент пропорциональности.

$$\sigma_r = -\gamma \frac{\partial V_z}{\partial z} \cdot t - \gamma \cdot t \int_{r_0}^r \frac{\frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{V_r}{r}}{r} dr, \quad (27)$$

Найдем $\frac{\partial V_r}{\partial r}, \frac{\partial V_z}{\partial z}, \frac{V_r}{r}$ из уравнений (16) и (17)

$$\frac{\partial V_z}{\partial z} = \frac{V_0}{2r_0^3} \cdot \frac{1+\varepsilon}{\varepsilon} \left[r^2 - r_0^2 - r_0^2 (2+\varepsilon) \ln \frac{r}{r_0} \right] \quad (28)$$

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} = \frac{V_0 t}{2r_0} \cdot \frac{1+\varepsilon}{\varepsilon} \left(-\frac{r_0^2}{r^2} - 1 \right) = -\frac{V_0}{2r_0} \cdot \frac{1+\varepsilon}{\varepsilon} \left(\frac{r_0^2 + r^2}{r^2} \right)$$

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{V_r}{r} = \frac{V_0 t \cdot (1+\varepsilon)}{\varepsilon} - \frac{r_0^2}{r^2} \quad (29)$$

Величина напряжения σ_r может быть найдена по формуле (27)

$$\sigma_r = -\gamma \frac{V_0 \cdot t}{2r_0^3} \cdot \frac{1+\varepsilon}{\varepsilon} \left[r^2 - r_0^2 - r_0^2 (2+\varepsilon) \ln \frac{r}{r_0} \right] - \gamma \frac{V_0 t (1+\varepsilon)}{2r_0 \varepsilon r^2} (r_0^2 - r^2) \quad (30)$$

Подставляя $\frac{\partial V_z}{\partial r}$ в уравнение (24), а ε_{rz} в уравнение (19), получим

$$\sigma_{rz} = \gamma \frac{V_0 \cdot t}{2r_0^3} \cdot \frac{1+\varepsilon}{\varepsilon} \left[2r - r_0^2 (2+\varepsilon) \ln \frac{1}{r} \right] \quad (31)$$

Очевидно, что

$$\sigma_\gamma = \frac{\gamma \cdot V_0 \cdot t}{\varepsilon} \cdot \frac{(1+\varepsilon)}{\varepsilon} \left[r^2 - r_0^2 - r_0^2 (2+\varepsilon) \ln \frac{r}{r_0} \right] \frac{V_0 t (1+\varepsilon)}{\varepsilon} \cdot \frac{r_0}{r^2} \cdot \gamma \quad (32)$$

Из второго уравнения (20) найдем σ_z .

$$\sigma_z = \gamma \frac{V_0 t (1+\varepsilon)}{r_0^3 \cdot \varepsilon} \left(Z^2 - \frac{l}{4} \right). \quad (33)$$

Таким образом, определены относительно деформации и напряжения во всех направлениях сдеформированного слоя. Образующееся между сопряженными поверхностями в виде тонкой пленки покрытие и его параметры во многом определяют несущую способность соединения. Для получения соотношения между толщиной образованного в соединении слоя и его прочностными свойствами вернемся к рассмотрению схемы теплового соединения, представленной на рис. 1.

Путь, пройденный посадочной поверхностью втулки при расширении до необходимого сборочного зазора, обозначим через s_1 и путь, пройденный ею при сближении с валом до окончательного формирования промежуточного слоя толщиной h , через s . Из геометрии соединения (рис. 1) видно, что $s_1 = \Delta_{сб} + \delta$, а $s = \Delta_{сб} - h$. Пути s_1 и s могут быть связаны соотношением: $\Delta_{сб} - h = q(\Delta_{сб} + \delta)$, где $q = \frac{t}{t'}$ назовем коэффициентом формирования соединения, который в первом приближении определяется по соотношению времен схватывания поверхностей втулки и вала со слоем t и без него t' . Образующийся между сопряженными поверхностями промежуточный слой толщиной h будем считать постоянным по длине и радиусу соединения.

Величину $\frac{h}{r} = \varepsilon$ назовем относительной толщиной слоя. Так как из рис. 1

$$h = \Delta_{сб} - s, \text{ то}$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta_{сб}}{r_0} - \frac{(\delta + \Delta_{сб})}{r_0} q \quad (34)$$

Для определения прочностных свойств слоя введем параметр, характеризующий жесткость промежуточного слоя, находящегося между сопряженными поверхностями и воспринимающего давление остывшей втулки с усилием P , являющимся функцией времени остывания t . Допустим, что при усилии P_1 , слой толщины h_1 имеет площадь поверхности S_1 , а при изменении до P_2 сжатый слой толщины h_2 имеет площадь поверхности S_2 . Абсолютную величину отношений приращений $|\Delta P| = P_2 - P_1$ и $|\Delta S| = S_2 - S_1$ назовем коэффициентом жесткости γ промежуточного слоя. Для рассматриваемого цилиндрического соединения имеем:

$$\gamma = \left| \frac{\Delta P}{2\pi \cdot l(h_1 - h_2)} \right| \quad (35)$$

В работе предположен метод определения « γ » через отношение времен формирования соединения со слоем и без него, которое для конкретной группы соединений определяется экспериментально и зависит от свойств используемой среды.

Из анализа (35) следует, что коэффициент жесткости γ является величиной и направлением составляющих сил по осям $r, Z, u \varphi$. Поэтому $\vec{P} = \vec{P}_r + \vec{P}_z + \vec{P}_\varphi$. Если за параметр функции $\vec{P}$ выбрать изменение поверхности S в процессе деформации, то $\vec{P} = \vec{P}(S)$. Предел отношения

$\frac{\Delta P}{\Delta S} \rightarrow \frac{dP}{dS}; \Delta S \rightarrow 0$. Тогда имеем, что $\frac{dP}{dS} = \gamma$, а с учетом координат $r, Z, u \varphi$.

$$\frac{d\vec{P}}{dS} = \frac{dP_r \rightarrow}{dr} I_r + \frac{dP_z \rightarrow}{dz} I_z + \frac{dP_\gamma \rightarrow}{d\gamma} I_\varphi \quad (36)$$

где I_r, I_z, I_φ единичные векторы в направлении $r, Z, u \varphi$.

Для нахождения величины γ при фиксированных значениях сформированного промежуточного слоя $\varepsilon = \frac{h}{r^0}$ используем энергетические

характеристики процесса соединения. Обозначим энергию расширенной втулки W , которая расходуется на энергию деформирования слоя W_c и энергию тепловых потерь W_n , т.е. $W = W_c + W_n$.

Пренебрегая энергией тепловых потерь W_n , ввиду их малости, считаем, что энергия расширенной втулки полностью идет на формирование слоя в соединении с натягом. Расширяясь при нагреве на величину $\Delta_{c\delta} + \delta$ втулкой выполняется работа, которую можно вычислить следующим образом.

$$dW = (\Delta_{c\delta} + \delta) dP \quad (37)$$

Предполагая, что втулка, нагреваясь и остывая эквивалентна некоторой пружине, обозначим ее жесткость через C . Далее считаем, что величина усилия, возникающая при расширении и сжатии втулки, пропорциональна изменению поверхности dS , т.е.

$$dP = C dS \quad (38)$$

Рассматривая втулку (рис. 2) как деталь состоящую из множества условных колец, упругость каждого из которых соответствует жесткости C_1 запишем:

$$\sum_{i=1}^n C_i = C, \quad (39)$$

Из работы [2] воспользуемся формулой, которая выражает изменение диаметра i -го кольца толщины Δh_i в зависимости от модуля упругости втулки E , который будет одинаков для всех колец

$$\Delta d_i = \frac{N \cdot d_i^2}{\Delta h_i \cdot E} \text{ или } \Delta \rho_i = \frac{N \cdot \rho_i^2}{\Delta h_i \cdot E}, \quad (40)$$

где N – давление, вызванное расширением i -го кольца;

ρ_i – радиус i -го кольца.

Умножим равенство (40) на ΔS .

$$\Delta \rho_i \Delta S = \frac{2N \cdot \Delta S \cdot \rho_i^2}{\Delta h_i E} \quad (41)$$

$$\Delta\rho_i\Delta S = \frac{2C_i \cdot \Delta S \cdot \rho_i^2}{\Delta h_i E} \text{ или } \Delta\rho_i = \frac{2C_i \cdot \rho_i^2}{\Delta h_i E} \quad (42)$$

Для i – го кольца толщины Δh изменение коэффициента жесткости можно записать в виде

$$dC_i = \frac{\Delta h_i \cdot E \cdot d\rho}{2\rho^2}. \quad (43)$$

$$C_i = \frac{\Delta h_i \cdot E}{2} \int_{r_b}^r \frac{d\rho}{\rho^2} = \frac{\Delta h_i (r - r_b) E}{2r \cdot r_b}. \quad (44)$$

Суммируя последнее равенство по i получим

$$C = \frac{H \cdot E (r - r_b)}{2r \cdot r_b}, \quad (45)$$

где H – толщина втулки;

r_b – начальный внутренний радиус втулки.

Жесткость $C_{(i)}$ может быть найдена для любого $r: r_b < r < R_H$. R_H – начальный наружный радиус втулки. Если $r = R_H$, то

$$C = \frac{H^2 \cdot E}{r_b \cdot R_H}. \quad (46)$$

Теперь энергию втулки W можно определить по формуле

$$W = \frac{\Delta_{c\delta} + \delta}{r_b} \int_V C_{(r)} \cdot dV \quad (47)$$

где $dV = r dr d\varphi dz$.

$$W = \frac{\pi l \cdot E H^3 (\Delta_{c\delta} + \delta)}{r^2} \quad (48)$$

Энергия сжимаемого слоя может быть определена по формуле

$$W_c = 2\pi l \cdot \int_{r_0}^{r_0+h} r \sigma_r \cdot dr \quad (49)$$

Подставляя значение σ_r в формулу (49), а затем интегрируя и пренебрегая величинами порядка ε^2 и выше получим

$$W_c = 2\pi l \gamma \cdot \frac{V_0 t}{r_0^2} \cdot \frac{2(1+\varepsilon)}{(2+\varepsilon)} \quad (50)$$

Так как $W = W_c$, то

$$\gamma = \frac{EH^3(\Delta_{сб} + \delta)(2r_0 + h)}{8r_0 \cdot (r_0 - \delta)^2(\Delta_{сб} - h)(r_0 + h)} \quad (51)$$

На графике (рис. 3) показана зависимость между коэффициентами жесткости и толщиной сформированного слоя в соединении вал-втулка с посадочным диаметром 40 мм и наружным диаметром втулки 80 мм для различных натягов. Увеличение значения γ при большей толщине сформированного слоя во всем диапазоне натягов свидетельствует о более высоких физико-механических свойствах покрытия [4].

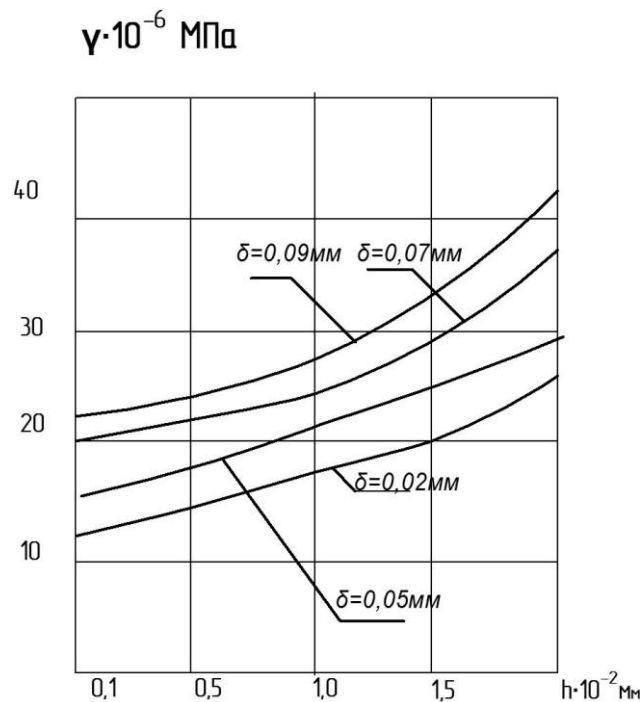


Рис. 3 — Изменение коэффициента жесткости γ от толщины сформированного слоя

Выводы

Из полученных формул следует, что необходимая толщина слоя, превышающая высоту микронеровностей, может быть получена для промежуточных сред, коэффициент жесткости которых соизмерим с модулем упругости материала сопряженных деталей.

Список использованных источников:

1. Емцев Б. Т. Техническая гидромеханика : учебник / Б. Т. Емцев. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1987. – 432 с.
2. Гукасов Н. А. Прикладная гидромеханика в бурении : учеб. пособие для вузов / Н. А. Гукасов. – М. : Недра, 1999. – 359 с.: ил.
3. Тимошенко С. П. Курс теории упругости / С. П. Тимошенко ; под ред. Э. И. Григолюка. – К. : Наук. думка, 1972. – 501 с.
4. Прочность неподвижных соединений узлов шахтных конвейеров, собранных тепловым способом с применением промежуточных сред / А. А. Святуха, В. О. Галета, М. К. Кравцов, В. А. Белостоцкий // Прочность и долговечность горных машин : [сб. статей] / Укр. заоч. политехн. ин-т. – М. : Недра, 1984. – Вып. 6. – С. 126–132.

Кравцов М.К., Святуха А.А., Оболенская Т.А., Белецкая И.В. «Расчет прочности соединений с промежуточными средами в соединениях с натягом».

В статье рассматриваются вопросы о деформации и напряжениях сдеформированного слоя в соединениях с натягом. Зная эти величины можно определить все необходимые характеристики сдеформированного слоя.

Ключевые слова: соединение, среда, натяг, слой.

Кравцов М.К., Святуха А.А., Оболенська Т.О., Білецька І.В. «Розрахунок міцності з'єднань з проміжними середовищами в з'єднаннях з натягом».

В статті розглядаються питання про деформації та напруження здеформованого шару в з'єднаннях з натягом. Знаючи ці величини можливо визначити усі необхідні характеристики здеформованого шару.

Ключові слова: з'єднання, середовище, натяг, шар.

Kravtsov M.K., Svyatuha A.A., Obolenskaya T.A., Beletskaya I.V. “The calculation of the connections with intermediate mediums in the connections with interference.’

In the article the problems about deformation and stresses of the formed layer in the connections with interference are examined. Knowing these values, it is possible to determined all necessary characteristics of deformed layer.

Key words: connection, medium, interference, layer.

Стаття надійшла до редакції 23 червня 2011 р.

©Воробйова А.О., Маршуба В.П.

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ЗАСТОСУВАННЯ РІЗНИХ ПРИВОДІВ ВЕРСТАТІВ З ФІЗИКО-ХІМІЧНИХ МЕТОДІВ ОБРОБКИ В УМОВАХ ГПХМЗ «ФЕД»

1. Постановка проблеми в загальному вигляді

При обробці складно профільних деталей з твердих та надтвердих матеріалів за частую використовують фізико-хімічні методи обробки деталей, а саме електрофізичні та електрохімічні. Так, як на сучасний час кожна продукція в машинобудуванні, що поставляється в умовах жорсткої конкуренції на внутрішній або зовнішній ринок, повинна володіти новим рівнем властивостей і відповідати всезростаючим вимогам, що пред'являються потенційними споживачами до функціональних, економічних або естетичних властивостей виробів. Назріла проблема автоматизація виробництва в електрофізичних та електрохімічних методах обробки складно профільних деталей, так як від точності виконання цих операцій залежить якість готової продукції, тобто відповідно її конкуренція на ринки.

Суть проблеми електрофізичних та електрохімічних методів обробки деталей залежить від складності контролю між електродного зазору при електроіскрової обробки в процесі підведення електроду до заготівки та підтримання його в процесі різання. На цю проблему впливають декілька факторів, а саме найбільш один з них – привід верстата, що переміщає електрод до контакту з заготівкою та підтримує зазор між заготівкою та електродом. Від точності переміщення та підтримання необхідного зазору між електродом та заготівкою зависить підтримання необхідних параметрів різання. Тобто від надійності привода верстата та його можливості підтримувати необхідний зазор залежить якість продукції, що випускається. Тому необхідно розглянути

проблему контролю величини між електродного зазору при електроіскрової обробки та за рахунок його зміни у верстатах з різними приводами.

2. Аналіз останніх досліджень і публікацій за темою статті

Як показав аналіз технічної літератури [1-3] оптимальний зазор в електроерозії - це оптимальні енергетичні режими іскроутворення і, в результаті, найбільш продуктивна і якісна обробка при найменшому зносі електроду. У міру збільшення зазору число іскрових розрядів падає. На певній величині зазору обробка зупиняється. У міру зменшення між електродного зазору ефективність розрядів падає (розряди через гази), знос електроду зростає, на певній величині зазору виникають дугові розряди, що приводить до псування електроду і деталі.

Для виконання обробки деталей методами фізико-хімічної обробки використовують верстати електроіскрової обробки, в яких користуються двома приводами, а саме: привід з КГП (кульково-гвинтова передача) та лінійними сервоприводами. Під час дослідження публікацій, фірма «Sodick», рішила проблему контролю між електродного зазору при електроіскрової обробки на верстатах свого виробництва вирішена за допомогою заміни привода з КГП лінійним приводом.

З метою модернізації обладнання, зниження витрат на модернізацію верстатів в умовах сучасного виробництва України та підвищення якості продукції, що випускається, розглянемо на даним технічної літератури переваги та недоліки обох приводів.

По даним робіт [1] функціонально КГП (кульково-гвинтова передача) служить для перетворення обертального руху в зворотно-поступальне (і навпаки). КГП володіє всіма основними технічними перевагами передачі гвинт-гайка ковзання. Тому основні достоїнства кульково-гвинтова передачі: малі втрати на тертя; висока здатність навантаження при малих габаритах; розмірне поступальне переміщення з високою точністю; висока швидкодія; плавний і безшумний хід.

До недоліків кульково-гвинтова передачі можна віднести: складність конструкції гайки; обмеження по довжині гвинта (із-за накопичуваної погіршеності); обмеження за швидкістю обертання гвинта (із-за вібрації); високу вартість (виконань з шліфованим гвинтом).

Цих недоліків позбавлено, по даним робіт [2, 3] привід верстата у якому застосовано лінійний привод замість КГП, тобто така заміна гарантує точне і одночасно динамічне позиціонування електроду в область оптимального зазору. Це досягається завдяки незрівнянно вищій точності і динаміці (моментальності) лінійних сервоелектродвигунів. До переваг лінійного сервоприводу належить таке: швидкість сервоподач – до 36 м/хв (600 мм/сек), максимальне прискорення – до 1,89g; дуже мала інерція; мінімум термодформації завдяки унікальній системі охолодження і конструкційній кераміці з особливо малим тепловим розширенням; немає передавального механізму – немає зазорів – немає люфтів – немає мертвих ходів; мінімум тертя (тільки у поверхонь, що направляють) – немає стрибкоподібних подач; немає погіршеності кроку переміщення, тобто і необхідності її компенсації.

Проте у лінійного приводу є істотний недолік: його конструкція виявляється дуже масивною. Щоб підвищити продуктивність накопичувача, потрібно знижувати масу приводного механізму і самих головок. Чим легше механізм, тим з великими прискореннями він може переміщатися з одного циліндра на інший.

Тому при модернізації верстатів для електроіскрової обробки в умовах підприємства ГПХМЗ «ФЕД» та сучасних реаліях України, виникло питання про скорочення витрат на модернізацію цього виду обладнання. Для цього було проведено порівняльні випробування обох конструкцій як з метою поліпшення якості продукції, що випускається, так і зменшення затрат на модернізацію обладнання.

3. Мета роботи

Метою роботи є порівняльний аналіз застосування різних типів приводів верстатів для електрофізичних та електрохімічних методів обробки деталей зі складним профілем з твердих та надтвердих матеріалів, що слугує обґрунтуванням для застосування найбільш ефективних з них та скорочення собівартості модернізації верстатів.

4. Основний зміст

В наступний час суть процесу ЕФО представляє два різновиду, тобто електроіскрова дрітано-вирізні та прошивальна електроіскрова. Перший представляє собою у робочому середовищі очищену воду з антикором в яку поміщається 2-ва електрода: анод і катод. Один з них це деталь, а інший інструмент. По електричному колу подається струм ≈ 70 А. При підводі інструмента до деталі – коло замикається. В слідстві проходженні струму відбувається викидання або ерозія (руйнування) метала. При цьому якщо в якості ріжучого інструменту використовується дріт (частіше з латуні) $\varnothing 0,1 \dots 0,25$ мм, а інший, якщо замість ріжучого інструмента буде проведений інструмент електрод. Рух по осях здійснюється шпинделем верстата в якому знаходиться інструмент.

Електроіскрова обробка. Це електрофізична обробка. Це процес безконтактний, іскрові розриви йдуть в між електродному зазорі. Величина цього зазору впливає на характеристику розриву (рис. 1). Якщо зазор трохи збільшити, то розриви слабшають. Ще більше зазор, то розриви взагалі падають. Якщо зазор зменшити, то з'являється нестабільність, дуга, припік і т.п. В ЕФО ця проблема дуже важлива протягом всієї роботи, а саме, в наслідок того, що матеріал оброблюваної деталі різний, як по фізичним так і по хімічним властивостям, і при обробки контурів характеристика контуру змінюється, потрібен надійний «контролер» і «регулювальник» цих процесів, а ним є привід.

Основними ознаками електроіскрової обробки (ерозії) є: вироблення генератора електричних імпульсів, а в процесі взаємодії електричних розрядів; постійне витримування між електродного зазору; привід.

У верстатах попередніх поколінь цей привід КГП, а вся кінематична схема, це: командний імпульс → енергія взаємодія магнітних полів електричного двигуна → поворот ротора - гвинт КГП → прослизання ремня (вибір люфту) → натяг ремня → поворот другий шків → робота другого ступеня ремінного редуктора (якщо він є) → поворот гвинта КГП → вибір люфту гайки КГП → лінійні руху (переміщення гайки КГП). Таким чином привід КГП - це низька динаміка, затримка руху і в слідстві втрат у довгому, довгому кінематичному ланцюзі між електродний зазор не є оптимальним.



Рис. 1 – Схема порівняння зазорів між електродом та заготовкою в ЕФО-процесі по даним фірми «Sodick»

Отже, електроіскровий процес – це послідовність мікропереміщень. Особливо це важливо при обробці контурів, де рух столів по осях X, Y постійно змінюється знаком $\pm$.

Якщо вище ми відзначили важливість точності витримування між електродного зазору і органів, які цю функцію виконують, то слід зробити висновок про ступінь автоматизації цього процесу. Приводи з КГП високому рівню автоматизації не відповідають, а лінійні приводи відповідають.

Отже, що собою представляють лінійні приводи, вбудовані в верстати?

Кінематичну схему верстата з лінійним приводом можемо представити так командний імпульс $\rightarrow$ енергія взаємодії магнітних полів ротора і статора $\rightarrow$ лінійний рух. Тобто електромагнітний блок це плити постійних магнітів.

Розглядаючи кінематичні ланцюги цих приводів можна помітити, що в прямому і безконтактно лінійному приводі всього дві основні частини: електромагнітний блок і плита постійних магнітів. Взаємодія магнітних полів створює тягу, яка змушує рухому частину рухатися відносно нерухомої. Третя необхідна частина – «лінійка». Тому можна судити що ламатися в такому приводі фактично нема чому, а якщо з якої-небудь причини буде потрібно ремонт приводу, більш ремонтпридатною конструкції важко уявити. На відміну від приводів з КПП, де велика кількість складних конструкцій, таких як кульково-гвинтові пари, ремені, зубчаті колеса, вали, гвинти, підшипники тощо - вони швидко зношуються і можуть знадобитися не тільки ремонт, але і складної наладки та складності монтажу при заміні. Також приводи з КПП вимагають постійного змащування, коли в лінійних приводах немає необхідності в змащуванні.

До переваг лінійних приводів (рис. 2) потрібно віднести відсутність впливу навіть малоїмовірних температурних деформацій постійних магнітів і електромагнітів лінійного приводу, що не можна сказати про КПП-приводи. Так як температурні деформації впливають на точність роботи ЕІ верстат.

Таким чином лінійні приводи в ЕФО – це автоматизація і прогрес електроерозійних обробок.

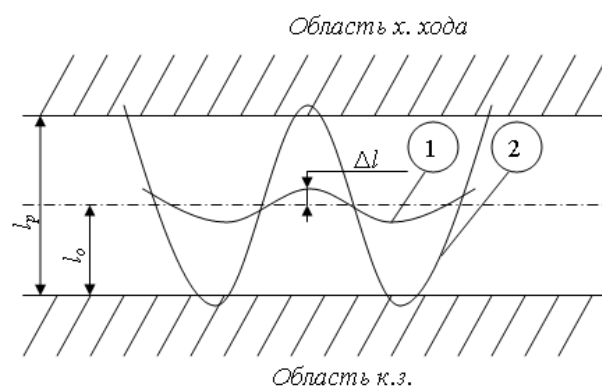


Рис. 2 – Режими праці при електроіскрової обробки:

1 – стійкий режим роботи; 2 – нестійкий режим роботи; l_p – робочий діапазон переміщення; l_o – всталені значення; Δl – величина перерегулювання, $\Delta l = (0,1 \dots 0,3) l_p$.

У лінійному приводі величина перерегулювання регулюється автоматично. У КГП величина перерегулювання вимагає особливої уваги. (рис. 3).



Рис. 3 – Порівняльна характеристика приводів з КГП та лінійного

Лінійний привід коригує зазор 500 разів в секунду з дискретністю 0,1 мкм. У КГП – 4 мкм + 3 мм редуктор + ремінь, Разом $\approx 0,01$ мм.

Отже порівнюючи верстати з КГП – приводами (приводи з електродвигунами обертання через КГП за допомогою редукторів або безпосередньо) - швейцарські верстати та верстати з лінійними приводами (прямі безконтактні приводи з лінійним електродвигунами та лінійними датчиками (оптичними лінійками)) – верстати «Sodick» можна виділити такі основні моменти:

У КГП приводів: вкрай складний і довгий ланцюг перетворення енергії в рух; складний ланцюг перетворення обертального руху в лінійне; низька динаміка, затримка від моменту подачі енергії до початку руху; динамічна

коригування положення практично нездійсненна. Проблематичне отримання достатньої округлості.

У лінійних приводів: прямий привід без довгого кінематичного ланцюга перетворення енергії в рух; виключено перетворення обертального руху в лінійне; чудова динаміка, моментальна і неперевершена динамічна точність; положення по осях коригується 500 разів в секунду, що дає здатність відстежувати найскладніший контур.

Якщо розглядати рівень автоматизації процесів ЕФО то сучасного рівня верстати крім названого лінійного приводу мають: магазин інструментів, наприклад в прошивальних верстатах, ЕОМ з програмним забезпеченням і піктограмами для операторів з графічним зображенням руху інструменту в реальному часі і відпрацюванням програмних функцій.

Суть процесу ЕЕО. У робочому середовищі представляє собою нейтральний електроліт або водного розчину кухонної солі між деталлю і електродом, де подається напруга ≈ 26 В. Відбувається розмивання в деталі поверхні, що відповідає відбитку форми електрода наприклад «сфери» або ін.

Однак неодмінною умовою оптимального перебігу процесу є також як і в ЕФО підтримання постійного міжелектродного проміжку і під тиском подаємо електроліти.

Цей метод у зв'язку з наявністю хімічних реагентів, наприклад солі або інколи продовжує мати місце.

Еволюція електроіскрової обробки з точки зору робочого середовища.

Раніше застосовувався керосин в якості міжелектродного середовища. Далі в якості робочого середовища і в даний час застосовують воду. Водяне електрообладнання - діелектрик.

При використанні гасу в якості діелектрика процес супроводжується його розкладанням на складові: газова і високодісперсонна сажа, яка при обробки сталі сприяє насиченню рідкої фази метала вуглеців з утворенням карбідів. Але сажа важко видаляється спеціальними методами хімічної очистки. Чим довше

використовується один і той же керосин, тим більше сажі, а отже вимагає більшого очищення.

Проблеми з утворенням сажі зникають при застосуванні в якості між електродного середовища води.

Розглянемо ЕХО на прикладі обробки нових сплавів титану.

У слідстві міцності, малого видаляється шару, стійкості до агресивних код, нові сплави титану погано обробляються традиційними методами. ЕХО дозволяє долати опір Титана обробки.

Особливо цей метод прогресивний при обробки силових елементів конструкцій з титанових сплавів (балки, лонжерони та ін.) У них зосереджені різного роду порожнини, колодязі, що утворюють складну структуру. Ця конструкція повинна мати мінімальну масу при збереженні міцності. У важкодоступних місцях не повинно бути: задирок, заріз, стоншення та ін. неточностей, які виникають при механічній обробці. ЕХО вирішує ці проблеми.

ЕФО і ЕХО в інструментальному виробництві.

Особливе їх застосування ефективно при формотворчих операціях при обробки штампів. Внутрішні їх частини повинні бути зносостійкі і вельми чіткими, тобто без кромek і задирок.

Висновки

В публікаціях указані порівняльні характеристики привода з КГП та лінійного привода та виявлено підвищення якості обробки складно профільних деталей на верстатах з лінійним приводом. Кім того досягнуто декілька переваг, а саме:

1. Впровадження ЕФО і ЕХО за рахунок закладених в них нових принципів формоутворення на зовсім іншій фізичній основі докорінної зміни в структурі виробництва. У результаті підвищена продуктивність праці в 3 - 10 разів, скорочена ручна праця зняття задирок, особливо у важкодоступних місцях.

2. ЕФО і ЕХО відкривають перед конструкторами і технологами можливості у створенні нових конструкцій деталей, чого не можна було виготовити методами різання. До них відноситься виготовлення монолітних роторів і соплових апаратів, фільтри тонкої очистки, турбін літальних апаратів і високонавантажених конструкцій зі знакозмінними навантаженнями.

Список використаних джерел:

1. Бортник И. М. Электрофизические основы техники высоких напряжений / И. М. Бортник, И. П. Верещагин, Ю. Н. Вершинин. – М. : Энергоатомиздат, 1993. – 543 с.
2. Попилов Д. Я. Электрофизическая и электрохимическая обработка материалов: справочник / Д. Я. Попилов. – 2-е изд. – М. : Машиностроение, 1982. – 400 с.
3. Носов А. Электроискровая обработка металлов / А. Носов. – ВКИ, 1953. – 360 с.

Воробйова А.О., Маршуба В.П. «Порівняльний аналіз застосування різних видів приводів верстатів з фізико-хімічних методів обробки в умовах ГПХМЗ «ФЕД».

В статті розглянуті можливі електрофізичні, електрохімічні методи обробки на ГПХМЗ «ФЕД» на станках з різними приводами, такими як КГП - привод та лінійний привод. Зроблений акцент на більш ефективну електроіскрову обробку на станках з лінійним приводом.

Ключові слова: електрофізичні методи обробки, електрохімічні методи обробки, електроіскрова обробка, КГП – привод, лінійний привод.

Воробьёва А.А., Маршуба В.П. Сравнительный анализ применения разных видов приводов станков из физико-химических методов обработки в условиях ГПХМЗ «ФЕД».

В статье рассмотрены возможные электрофизические и электрохимические методы обработки на ГПХМЗ «ФЕД» на станках с разными приводами, такими как КГП – привод и линейный привод. Сделан акцент на наиболее эффективную электроискровую обработку на станках с линейным приводом.

Ключевые слова: электрофизические методы обработки, электрохимические методы обработки, электроискровая обработка, КГП – привод, линейный привод.

Vorobyova A.A., Marshuba V.P. «A comparative analysis of application of different types of occasions of machine-tools is from the physical and chemical methods of treatment in the conditions of GPKHMZ «FED».

The article considers the possible electrical and electrochemical methods of treatment for GPHMZ “FED” on machines with different drives, such as ball screws - drive and linear drive. Focuses on the most efficient electric spark machining with linear drive.

Key words: electrical processing methods, electrochemical methods of treatment, spark erosion, ball screws - drive linear actuator.

Стаття надійшла до редакції 18 січня 2012 р.

ПЕРЕВАГИ ВИСОКОШВИДКІСНОЇ ОБРОБКИ

1. Постановка проблеми в загальному вигляді

В даний час значну роль в підвищенні ефективності виробництва мають методи високошвидкісної обробки, які належать до прогресивних технологій. Їх роль дуже важлива при виробництві в машинобудуванні, а саме авіаційно-космічній промисловості і в приладобудуванні, тому що їх використання забезпечує високу якість обробки та значно зменшує час на виготовлення виробів. Але для високошвидкісної обробки потрібно використовувати тільки спеціальні високошвидкісні інструментальні шпинделі, які потрібні для такої високої швидкості обертання, так як застосовуються в основному для інструментів діаметром до 20 мм. Загальновідоме обмеження швидкості різання при фрезеруванні вузлами максимально можливим співвідношенням ширини і глибини контакту (для створення невеликого вильоту фрези). При роботах на великих робочих подачах і високій швидкості різання необхідно забезпечити стійкий процес різання, що є неможливим на існуючому стандартному обладнанні. Цей недолік властивий також і високошвидкісному фрезеруванню.

Одним з багатьох (і не менш важливим, чим інші) аспектів проблеми високошвидкісного різання є з'ясування впливу змащувально-охолоджуючого технологічного середовища (ЗОТС), як технологічного резерву підвищення швидкості різання. Хоча відомі багаточисельні приклади високошвидкісного різання без вживання яких-небудь ЗОТС або з використанням спеціальних рідинних ЗОТС типу Casyrol (наприклад, на японських токарних оброблювальних центрах Mazatrol 640TN IVS-2000? WFL MILLTURN M35- G та ін. верстатів з ЧПК).

2. Аналіз досліджень і публікацій за темою статті

Відсутність рекомендацій і технологічних досліджень по високошвидкісному різанню матеріалів стримує розвиток цього прогресивного напрямку на верстатах з ЧПК. Підвищення швидкості різання за рахунок використання більш ефективної ЗОТС пов'язано зі зменшенням сил різання при точінні та розточуванні. Це в свою чергу, призводить до зменшення пружних віджимань в технологічній системі при фіксованій її жорсткості. Тобто перетворення ресурсу стійкості ріжучого інструменту в ресурс збільшення швидкості різання одночасно приводить до збільшення точності обробки за виконаним розміром (за рахунок зменшення пружних віджимань).

Виявлені перспективні напрямки підвищення продуктивності обробки різанням, з'ясовано, що головний ефект високошвидкісної обробки полягає в підвищенні якості обробки і можливості ефективного використання сучасних верстатів з ЧПК.

В роботі [1] вирішувалось питання про введення коефіцієнту технологічної ефективності, яким враховувалось можливе збільшення швидкості різання. Проте, в даній роботі доведено, що підвищення стійкості інструменту не дає значного приросту швидкості різання. Але ж не вирішується питання про переваги використання методів високошвидкісної обробки, про застосування високошвидкісних інструментальних шпинделів.

3. Мета роботи

Метою роботи є обґрунтування переваг використання методів високошвидкісної обробки, за допомогою яких отримується ефект не тільки від зменшення машинного часу за рахунок інтенсифікації режимів різання, але й в підвищенні якості обробки.

4. Основний зміст

Високошвидкісна механічна обробка відноситься до одного з перспективних напрямів розвитку сучасної технології машинобудування. цей напрям сформувався в 40-х роках минулого століття і з тих пір є перманентним.

Високошвидкісна механічна обробка (англ. HSM – High Speed Machining) (ВСО) – спеціальний термін, що означає сучасну технологію виготовлення, яку можна віднести до групи технологічних методів виготовлення шляхом обробки різанням різцями з певною геометрією. За основним принципом він не відрізняється від звичайного фрезерування. В ньому також за допомогою ріжучого інструмента, що обертається, з декількома певними різцями (фрезами) знімається (зрізується) матеріал із заготовки. Проте при високошвидкісному фрезеруванні швидкості різання і подачі в 5-10 разів вище, ніж при звичайній обробці.

При невеликих перетинах зрізу в даному діапазоні швидкостей основна маса тепла концентрується в стружці, не встигаючи переходити в заготовку [1, 2, 3]. Саме це дозволяє вести обробку загартованих сталей, не опасаючись відпустки поверхневого шару. Звідси основний принцип ВШО- малий перетин зрізу, що знімається з високою швидкістю різання, і відповідно високі звороти шпинделя і висока хвилинна подача.

Головний ефект ВШО полягає не в зменшенні машинного часу за рахунок інтенсифікації режимів різання, а в підвищенні якості обробки і можливості ефективного використання сучасних верстатів з ЧПК. Умовою успіху в високошвидкісній обробці може бути правильний вибір усіх складових факторів, що беруть участь в цьому процесі – верстат, система ЧПК, ріжучий інструмент, допоміжний інструмент з системою закріплення інструменту, система програмування, кваліфікація технолога-програміста і оператора верстата з ЧПК. Зневага одним з цих складових може звести до нуля всі попередні зусилля.

Основний принцип високошвидкісної обробки полягає в тому, що при дуже високій швидкості різання відбувається значне збільшення температури в

зоні різання, і оброблюваний матеріал м'який. Високошвидкісне фрезерування базується, перш за все, на скороченні кількості тепла, що виникає при обробці різанням, яке знижує стійкість інструменту.

При виборі оптимальних режимів різання можна забезпечити такі умови обробки, при яких температура поверхні різання відповідає початковій температурі. Саме тому звертаються до високошвидкісної обробки, рис. 1. Є навіть така рекомендація, що глибина різання не повинна перевищувати 10% діаметру фрези. Маючи можливість здійснення лезвійної обробки загартованих сталей, можна забезпечити якість поверхні, сумірну з електроерозійною обробкою.

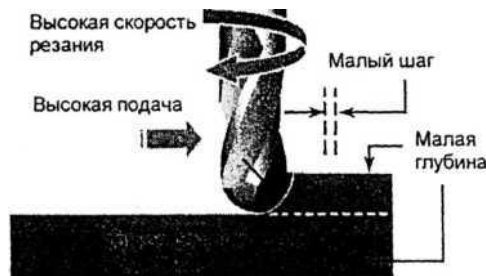


Рис. 1 – Принципова схема здійснення високошвидкісної обробки.

При звичайній обробці із збільшенням швидкості різання і зменшенням товщини стружки безперервно підвищується температура оброблюваної заготовки, стружки і інструменту. Але якщо підвищити швидкість подач в 5-10 разів, як це має місце при високошвидкісному фрезеруванні, то температура різців підвищується лише трохи. Причина цього полягає в тому, що швидкість подачі перевищує швидкість теплопровідності оброблюваного різанням основного матеріалу. Фреза «випереджає» поширення тепла. Тим самим поширення тепла, що утворюється в зоні контакту, в основний метал заготовки і фрези переважно запобігає, а основна доля тепла від різання відводиться із стружкою. За рахунок цього значно збільшується стійкість інструменту. Дослідження японських фахівців показали, що під час виконання ВШО 75 % виробленого тепла відводиться із стружкою, 20 % – через інструмент, і 5 % – через оброблювану деталь. Деталь в процесі різання нагрівається зовсім трохи,

що позитивно впливає на точність обробки. На підставі досліджень обробки матеріалів з високими значеннями міцності і твердості отримані рівняння, за допомогою яких можливо розрахувати температуру поверхні різання деталі залежно від режимів різання.

Температура поверхні різання визначає також величину і напрям залишкової напруги в поверхневому шарі деталі після її обробки. Так, високі теплові навантаження обумовлюють виникнення напруги розтягування в обробленій поверхні, що, у свою чергу, може привести до виникнення волосяних тріщин в поверхні деталі.

Методи високошвидкісної обробки найефективніше застосовувати в інструментальному виробництві для обробки прес-форм для лиття металів, прес-форм для лиття пластмас, оскільки формотворні деталі (матриці і пуансони) виготовляються, як правило, з однієї заготовки за одну установку. Їх також ефективно застосовувати для обробки штампів при виготовленні деталей складної форми. Оброблювані матеріали володіють високою твердістю і схильні до утворення тріщин. Можливість обробки заздалегідь загартованих заготовок дозволяє значно збільшити довговічність деталей штампів.

У всіх випадках завдяки високошвидкісному фрезеруванню досягається в порівнянні із звичайним фрезеруванням забезпечується зниження основного технологічного часу (у 5-10 разів). Проте при виробництві інструментів, що характеризується обробкою складних форм і поверхонь вільної форми, застосовується інша стратегія. Щоб уникнути трудомісткої і дорогої ручної роботи при фрезеруванні зменшують формат рядка, тобто відстань між двома паралельними, розташованими поруч один з одним траєкторіями, проведеними центром фрези.

Таким чином, можна при однаковому основному машинному часі уникнути ручної роботи і тим самим заощадити витрати.

Ефект високошвидкісного фрезерування полягає ще і в можливості обробки в надкритичному для коливань діапазоні, оскільки при високих швидкостях обертання значно перевищуються частоти резонансу деталі,

інструмента і компонентів верстата. Одночасно з цим за рахунок невеликих поперечних перетинів зрізу сили різання можуть бути невеликими, що сприятливо позначається на витримці розмірів вузлів. Крім того, проблема виділення тепла зведена до мінімуму, як наголошувалося вище.

Проте високошвидкісне фрезерування має і певні недоліки. Через необхідність використовувати лише спеціальні високошвидкісні інструментальні шпинделі, потрібні для такої високої швидкості обертання, в даний час в основному застосовуються інструменти діаметром від 15 до 20 мм. Загальновідоме обмеження фрезерування вузлами з чималим внутрішнім радіусом і максимально можливим співвідношенням ширини і глибини контакту (для створення невеликого вильоту фрези). Цей недолік властивий також і високошвидкісному фрезеруванню.

Стратегія обробки. По суті, це досить прості правила, які повинні виконувати технолог при складанні програм обробки і наявність САМ систем, які підтримують ці правила. Перше правило ВШО - необхідно забезпечити малі перетини зрізу, що знімаються з великою швидкістю. Як наголошувалося вище, це основа високошвидкісної обробки і реалізується простим завданням малих кроків між проходами, окрім випадків врізання, коли йде прохід повною шириною фрези. Такі випадки треба виключати, що досягається використанням трохоїдальної обробки, коли фреза рухається в процесі врізання по колу, кінець кінцем, здійснюючи врізання. Ідеально, коли САМ-система сама будує трохоїду в місцях, де потрібно здійснити врізання.

У разі, коли ВШО використовується для обробки загартованої заготовки з отвором, то унаслідок низької стійкості свердел процес свердління визиває певні складнощі. В цьому випадку ефективним методом може бути спіральна расфрезеровка отворів. Причому, як показує практика, цей метод обробки по продуктивності і стійкості інструменту перевершує звичайне свердління. Як правило, об'єм програм для ВШО значно перевершує об'єм традиційних програм силового різання. В цьому випадку системи ЧПУ повинні володіти можливістю швидкої обробки програми, що становлять десятки мегабайт, що

вимагає великих витрат часу на розрахунок траєкторії. Тому на перший план виходить швидкість розрахунку, яку повинна забезпечити САМ-система. Наприклад, при розробці системи PowerMILL фірма Delcam приділяла цьому особливу увагу, і тому не випадково, що на сьогоднішній день вона є лідером за часом розрахунку і перерахунку програм. Друге правило ВШО - забезпечення гладкої траєкторії руху інструменту. Воно витікає з необхідності зниження динамічних навантажень під час різкої зміни напрямку руху інструменту. Треба максимально можливо виключити кути на траєкторії. У кутах, де інструмент міняє напрям, він вимушений зупинитися. Проте, зниження навантаження у цей момент викликає врзання фрези в тіло деталі, і як наслідок на поверхні деталі залишаються сліди.

Створення гладких траєкторій – це функція САМ-системи, наприклад, PowerMILL. Для створення гладких траєкторій реалізується в принципі той же алгоритм згладжування, який виконує гонщик, при проході крутих віражів.

Третє правило – забезпечення рівномірного навантаження на інструмент. Традиційна рядкова обробка, що складається з багаточисельних ходів врзання і виходів інструменту, навіть якщо це згладжені входи по дузі, не може бути визнана оптимальною для ВШО. Перевага повинна віддаватися спіральним стратегіям, де інструмент один раз врзавшись, зберігає безперервний і рівномірний контакт із заготівкою або стратегіям еквідистантного зсуву контуру, які зберігають контакт інструменту із заготівкою тривалий час з одним заходом і виходом. Це ж правило рівномірних навантажень диктує техніку обробки внутрішніх скруглень. При ВШО треба прагнути виключати обробку фрезами з радіусами, рівними радіусам скруглення на деталі.

При підвищенні швидкості різання за рахунок використання, наприклад, більш ефективної ЗОТС зменшуються сили різання при точінні і розточуванні. Це, в свою чергу, приводить до зменшення пружних віджимань в технологічній системі при фіксованій її жорсткості. Тобто перетворення ресурсу стійкості ріжучого інструменту в ресурс збільшення швидкості різання одночасно приведе до збільшення точності обробки за виконуваним розміром (за рахунок

зменшення пружних віджимань)

Список використаних джерел:

1. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / под общ. ред. Ф. В. Новикова, А.В. Якимова : В 10 т. Т.2. “Теплофизика резания материалов”. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с.
2. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8–20.
3. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 178 с.

Левченко Я.К., Маршуба В.П. «Умови ефективного застосування високошвидкісної обробки».

У роботі розкрита фізична сутність високошвидкісної обробки й обґрунтуванні області її ефективного застосування. Зазначені основні принципи високошвидкісної обробки. Розглянута ефективність використання методів високошвидкісної обробки. Приведені три правила ВШО. Подані рекомендації по використанню методів високошвидкісної обробки.

Ключові слова: високошвидкісна обробка, технологічні методи, обробка різанням, високошвидкісне фрезерування.

Левченко Я. К., Маршуба В.П. «Условия эффективного применения высокоскоростной обработки».

В работе раскрыта физическая сущность высокоскоростной обработки и обоснованы области ее эффективного применения. Отмечены основные принципы высокоскоростной обработки. Рассмотрена эффективность использования методов высокоскоростной обработки. Приведены три правила

ВСО. Даны рекомендации по использованию методов высокоскоростной обработки.

Ключевые слова: высокоскоростная обработка, технологические методы, обработка резанием, высокоскоростное фрезерование.

Levchenko Y.K., Marshuba V.P. «Conditions of effective application of high-speed processing».

In the work the physical essence of high-speed processing is opened and areas of its effective application are proved. The basic principles of high-speed treatment are marked. The efficiency of the use of methods of high-speed treatment is considered. Three rules over of HST are brought. The recommendations on the use of methods of high-speed treatment are given.

Key words: high-speed treatment, technological methods, treatment cutting, high-speed milling.

Стаття надійшла до редакції 25 січня 2012 р.

©Бондаренко М.І., Рябчиков М.Л.

УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕМПЕРАТУРНИХ РЕЖИМІВ ПРЕСІВ ДЛЯ ОБРОБКИ ТЕХНІЧНИХ ТЕКСТИЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ

1. Постановка проблеми

Сучасний етап розвитку виробництва характерний розширенням асортименту, а також підвищенням вимог до якості обробки продукції, появою нових матеріалів для яких параметри не визначені. У багатьох випадках для технічних текстильних матеріалів використовуються операції пресування, параметри волого-теплової обробки визначалися інтуїтивно.

На кафедрі технології і дизайну Української інженерно-педагогічної академії розроблена дослідна установка, яка дозволяє визначати параметри волого-теплової обробки. Також існують математичні методи обробки цих даних, що дозволяє проводити дослідження в цьому напрямку.

2. Аналіз останніх досліджень і публікацій

Удосконаленням технологічних процесів пресування для текстильних матеріалів займалися ряд авторів. Зокрема в [3, 4] визначено, що основою для роботи пресового обладнання є перехід полімерного матеріалу в високо еластичний стан. В [1, 2] описано фізико-хімічні основи переходу матеріалів у вказаний стан. В [5] приділено увагу характеристикам термомеханічних переходів в текстильному матеріалі. У той же час, як показують попередні дослідження, показники реальних матеріалів не завжди дають ясні результати при визначенні термомеханічних характеристик. Удосконалення методик визначення параметрів переходів потребує подальших досліджень. Навіть ясно визначені характеристики матеріалів практично не використовуються в технологічних режимах.

3. Мета дослідження

Розробити рекомендації щодо вдосконалення параметрів пресів волого теплової обробки на основі визначення термомеханічних характеристик текстильних матеріалів.

4. Основний матеріал

Волого-теплова обробка заснована на властивостях високополімерних матеріалів, які служать сировиною для виготовлення одягу, які можуть змінювати свою будову під дією вологи і тепла. При дії на матеріали вологи і тепла вони можуть знаходитися в трьох станах: склоподібному, що характеризується малими пружними і легко зворотними деформаціями; високоеластичному, такому, що володіє великими, але ще зворотними деформаціями; в'язкотекучому стані з різким зростанням незворотних деформацій.

Найчіткіше всі переходи в полімерах при їх нагріванні можуть бути визначені термомеханічним методом, який полягає у вивченні залежності деформації полімеру від температури. Криві, отримані цим методом, називаються термомеханічними кривими. Типова термомеханічна крива приведена на (рис. 1).

Вона може бути розбита на три ділянки, відповідні трьом фізичним станам полімеру, кожному з яких відповідає певний температурний інтервал.

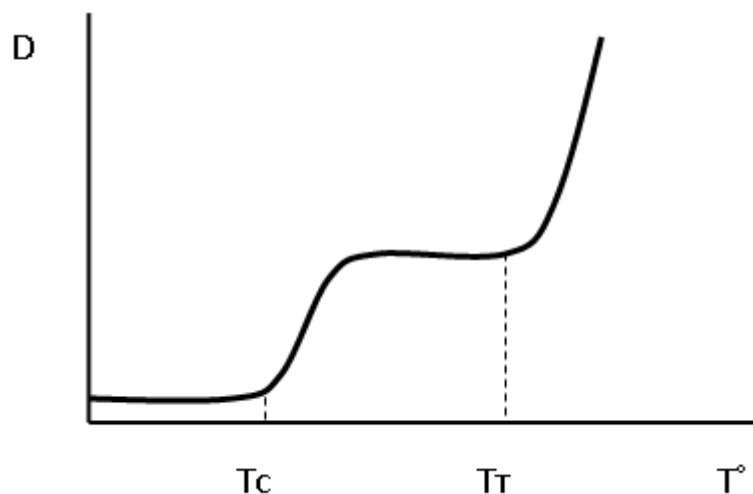


Рис. 1 – Термомеханічна крива для аморфного полімеру

В роботі було проведено дослідження фізико-механічних властивостей експериментального зразка. Визначено переплетення, волокнистий склад, щільність по основі й утку, лінійна щільність, метричний номер, поверхнева щільність, усадка.

Для проведення дослідження був виготовлений зразок напіввовняної тканин нитка основи проходить уздовж зразків.

Для вирішення поставленого завдання була розроблена установка для термомеханічних досліджень.

Експериментальний зразок поміщувався всередину циліндрового керамічного елементу і закріплюємо верхній зріз зразка. На нижній зріз зразка підвішувалась чаша з вантажем для вживання постійного навантаження на досліджуваний зразок. Під чашу з постійним навантаженням підставлялася стійку із закріпленням на неї індикатором годинного типу

За результатами цього будувався графік залежності деформації від температури (рис. 2).

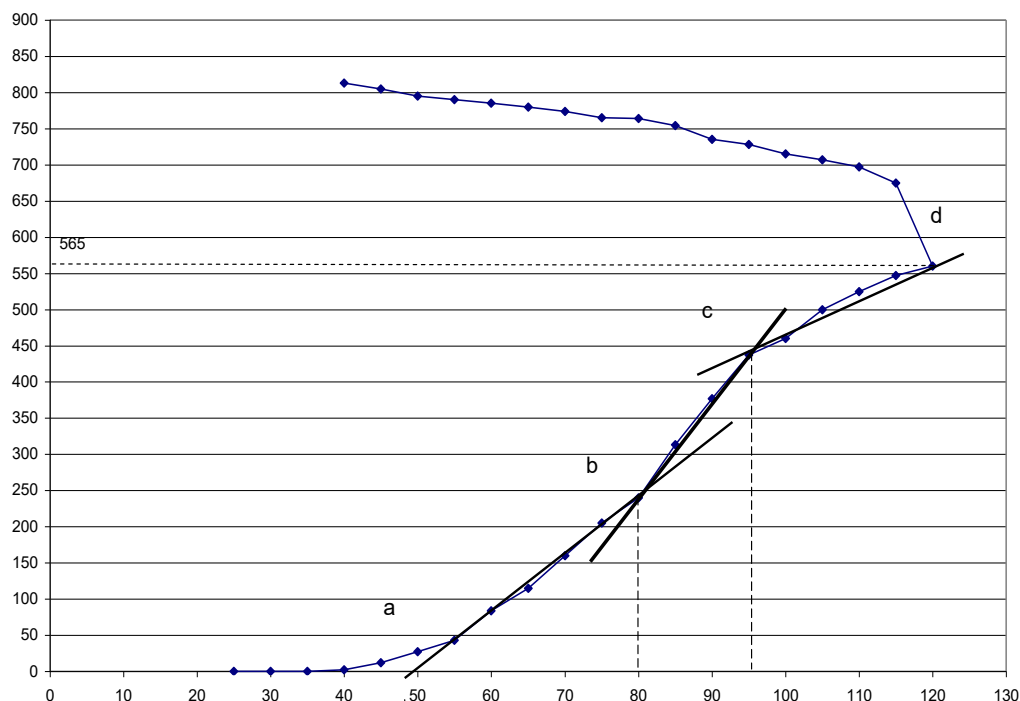


Рис. 2 – Термомеханічна крива зразка тканини

Як видно з графіку, точки переходу з одного стану до іншого визначені нечітко. Для алгоритмізації процесу пропонується визначати параметри лінійної регресії для трьох випадків кривої, проводити відповідні прямі лінії, точки перетинання дадуть точки переходу текстильних матеріалів з одного стану до іншого.

Ділянка від крапки (b) до крапки (c) – ділянка пружної деформації. Крапка (b) – точка переходу з пружної деформації у вискоеластичну. Ця крапка розташована в межах 80° це температура початку волого-теплової обробки.

Після проведеного експерименту можна дати рекомендації волого-теплової обробки для цього зразка: температуру волого-теплової обробки призначати вище T_c , температуру експлуатації нижче T_c , у жодному випадку температуру волого-теплової обробки не перевищувати T_b , тому що вище за цю температуру настає в'язкотекучий, необоротний стан.

З метою призначення реальних режимів пресування текстильних матеріалів для забезпечення форм були визначені реальні деформації в різних ділянках виготовленні технічного одягу. Для визначення деформацій використовувалася сітка з пружних ниток, яка одягалася на випробовуваного. Реєструвалися довжини всіх комірок мережі.

Ми бачимо кожную ділянку сітки в проекціях на дві площини так, як показано на рис. 3.

Сітка у нас розбита таким чином, що ми можемо порахувати кількість рядків по горизонталі і по вертикалі, тобто в проекціях величини AO , OB_x , OB_z .

Виходячи з теореми Піфагора

$$AB_x = \sqrt{OB_x^2 + OA^2},$$

$$AB_z = \sqrt{OB_z^2 + OA^2}.$$

Шукана довжина ділянки

$$AB = \sqrt{AB_x^2 + AB_z^2} = \sqrt{OB_x^2 + OA^2 + OB_z^2 + OA^2} = \sqrt{OB_x^2 + 2OA^2 + OB_z^2}$$

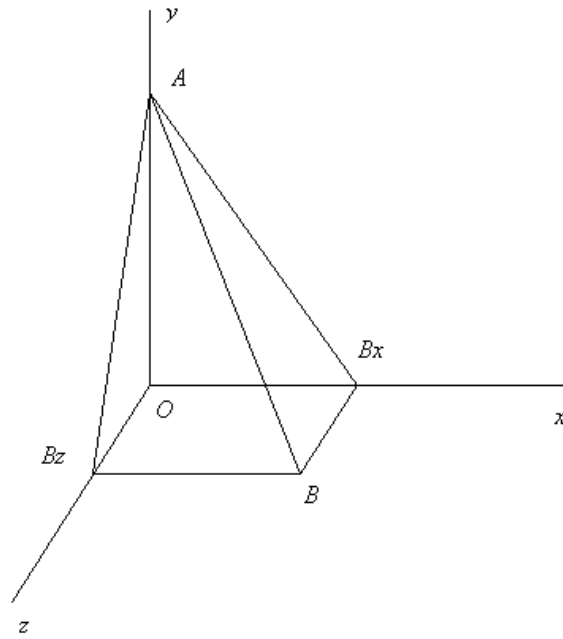


Рис. 3 – Ділянка в проєкціях на площини координат

Були проведені вимірювання проєкцій ділянок, розрахунок довжин в комп'ютерному середовищі Mathcad.

На основі даних створена поверхня розподілів деформацій, показане на рис. 4. На змальованій поверхні видно точки максимальних і мінімальних деформацій.

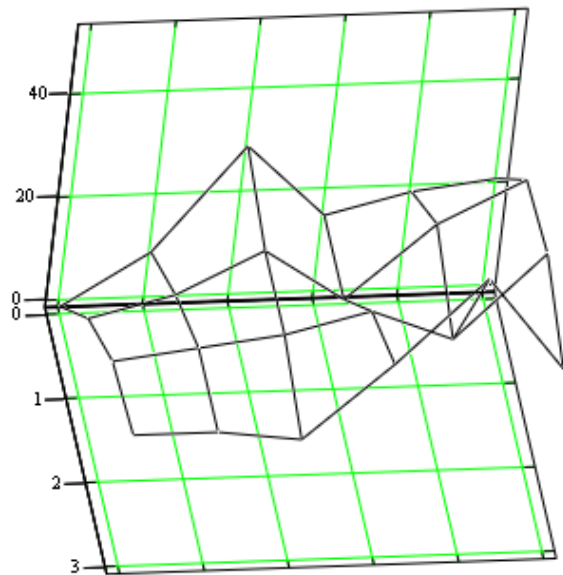


Рис. 4 – Поверхня повздовжніх деформацій

Використовуючи дані для термомеханічних характеристик і знайдену залежність, визначається розподіл температур, що рекомендується, для забезпечення даного процесу, яке змальоване на (рис. 5).

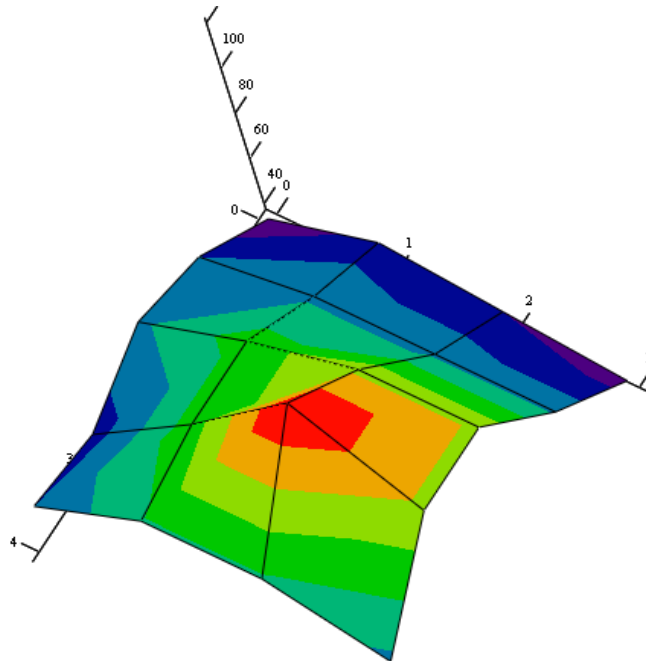


Рис. 4 – Розподіл температур, що рекомендується, при обробці одягу в ділянках сидниць

Треба відзначити, що пропоноване розподілення визначає найбільш раціональні параметри процесу пресування, що визначають найменші витрати енергії при забезпеченні необхідного процесу деформування.

Висновки

В результаті виконаної роботи на основі ряду експериментів, враховуючи методи планування і обробки експерименту визначений комплекс термомеханічних характеристик текстильних матеріалів. Запропонована методика визначення характерних точок переходів в текстильних технічних матеріалах. Розроблений порядок визначення параметрів процесу пресування текстильного матеріалу, що забезпечує найбільш раціональні режими його обробки.

Список використаних джерел:

1. Шур А. М. Высокомолекулярные соединения : учеб. для ун-тов / А. М. Шур. – 3-е изд., перераб. и доп. – М. : Высш. школа, 1981. – 656 с. : ил.
2. Основы физики и химии полимеров : учеб. пособие для вузов / Н. В. Михайлов, В. А. Шершнёв, Т. А. Шарай, В. Н. Кулезиев ; под ред. В. Н. Кулезиева. – М.: Высш. школа, 1977. – 248 с. : ил.
3. Исаев В. В. Оборудование швейных предприятий : учеб. для проф. тех. училищ / В. В. Исаев. – 3-е изд., испр. и доп. – М.: Легпромбытиздат, 1989. – 336 с.: ил.
4. Савостицкий А. В. Технология швейных изделий : учеб. для вузов и фак. легкой пром-сти / А. В. Савостицкий, Е. Х. Меликов, И. А. Куликова ; ред. А. В. Савостицкий. – М. : Лёгкая индустрия, 1971. – 597 с.
5. Кукин Г. Н. Текстильное материаловедение / Г. Н. Кукин, А. Н. Соловьёв. – М.: Легпромбытиздат, 1985. – 214 с.

Бондаренко М.І., Рябчиков М.Л. «Удосконалення температурних режимів пресів для обробки технічних текстильних матеріалів».

Визначений комплекс термомеханічних характеристик текстильних матеріалів. Запропонована методика визначення характерних точок переходів в текстильних технічних матеріалах. Розроблений порядок визначення параметрів процесу пресування текстильного матеріалу, що забезпечує найбільш раціональні режими його обробки.

Ключові слова: режими пресування, технічні текстильні матеріали, температурні режими, термомеханічні залежності.

Бондаренко Н.И., Рябчиков Н.Л. «Усовершенствование температурных режимов прессов для обработки технических текстильных материалов».

Определен комплекс термомеханических характеристик текстильных материалов. Предложена методика определения характерных точек переходов в текстильных технических материалах. Разработан порядок определения

параметров процесса прессования текстильного материала, что обеспечивает наиболее рациональные режимы его обработки.

Ключевые слова: режимы прессования, технические текстильные материалы, температурные режимы, термомеханические зависимости.

Bondarenko N.I., Ryabchykov N.L. “Improvement temperature regimes of presses for machine processing of technical textiles”.

A set of thermo-mechanical characteristics of textile materials is determined. The technique of determining the characteristic points of transition in textile engineering materials is proposed. The procedure for determining the parameters of the compaction of textile material, which provides the most rational mode of processing is developed.

Key words: modes of pressing, technical textiles, temperature regimes, thermomechanical dependence.

Стаття надійшла до редакції 28 листопада 2011 р.

©Волошина О.І., Рябчиков М.Л.

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ВОЛОГО-ТЕПЛОВОЇ ОБРОБКИ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ АНАЛІЗУ ТЕРМОМЕХАНІЧНИХ КРИВИХ

1. Постановка проблеми

Текстильні технічні матеріали знаходять широке використання в різних галузях промисловості. У ряді випадків необхідне створення заданої форми полімерних текстильних матеріалів, що у більшості випадків виконується засобами пресування при взаємній дії тиску і тепла. Параметри пресування при цьому призначаються зі значним запасом, що у ряді випадків веде до збільшених енерговитрат, оскільки нагрівання матеріалу в техпроцесі – доволі енерговитратний процес.

2. Аналіз останніх досліджень і публікацій

Процеси пресування текстильних і полімерних матеріалів традиційно більш розвинуті в текстильній і легкій промисловості [1]. Режимы пресування матеріалів при цьому, як правило призначаються інтуїтивно і мають досить великий запас. В [2] наведені такі режими, які включають, як правило, температуру і зусилля пресування. Постійна температура поверхні преса при цьому спрощує процес, але веде до підвищення енерговитрат. В [3] наведені дані щодо загальної структури термомеханічних кривих. Однак, на жаль, вони не ведуть до призначення реальних режимів обробки. В [4] зроблена спроба пов'язати термомеханічні характеристики зі структурними, однак математична обробка даних не дозволяє користуватися даними у явному вигляді.

3. Мета роботи – обґрунтувати визначення параметрів технологічного процесу волого-теплової обробки на базі математичного моделювання термомеханічної кривої текстильного матеріалу.

4. Обґрунтування отриманих наукових результатів

Типова діаграма термомеханічних змін в текстильному матеріалі, одержана в лабораторії матеріалознавства Української інженерно педагогічної академії має вигляд

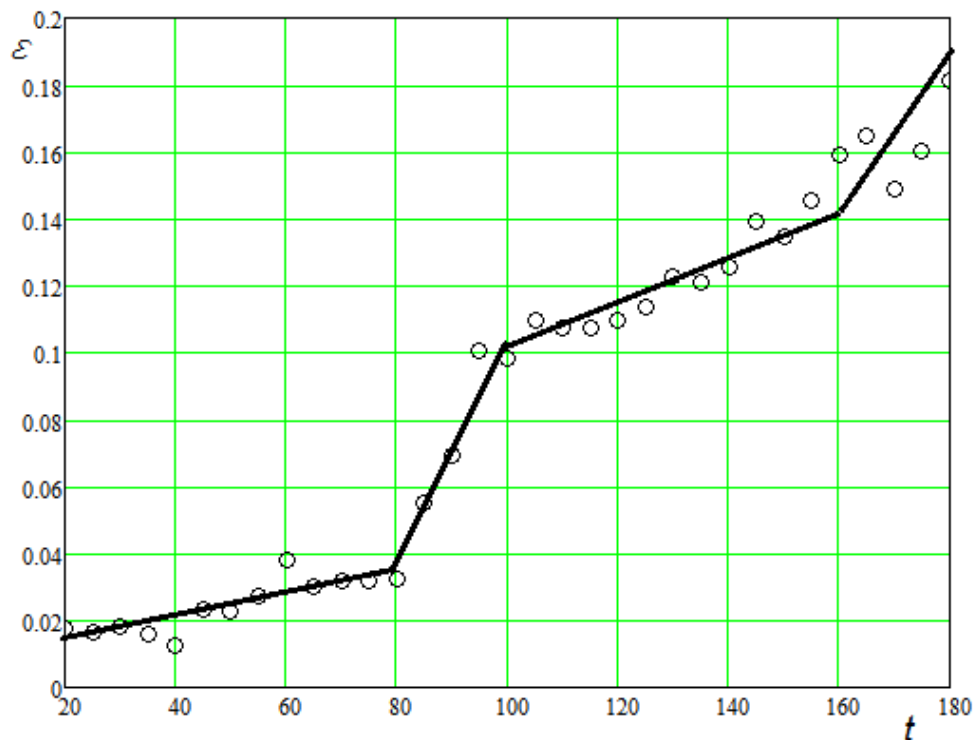


Рис. 1 – Експериментальна термомеханічна крива текстильного матеріалу

Експериментальні точки можуть інтерполюватися чотирма прямолінійними ділянками, тобто закономірність зміни деформацій в залежності від температури може бути записана виразом

$$\varepsilon = \begin{cases} a_1 + b_1 \cdot t, t \leq t_1 \\ a_2 + b_2 \cdot t, t_1 < t \leq t_2 \\ a_3 + b_3 \cdot t, t_2 < t \leq t_3 \\ a_4 + b_4 \cdot t, t > t_3 \end{cases},$$

Де коефіцієнти визначаються методом кореляційного і регресійного аналізу. Для зазначеного на малюнку прикладу, зокрема, можна одержати

$$\varepsilon = \frac{1}{200} \begin{cases} 16,143 + 0,233 \cdot t, t < 81,75 \\ -300 + 4,1 \cdot t, 81,75 < t < 96,7 \\ 20,87 + 0,78 \cdot t, 96,7 < t < 148,3 \\ -69 + 1,386 \cdot t, t > 148,3 \end{cases}$$

Визначимо наступне. Перша ділянка визначає пружні деформації, після зняття навантаження матеріал повернеться до початкового становища. Це – зона експлуатації матеріалу. Остання – четверта ділянка – зона незворотних змін в матеріалі, початок в'язкотекучого деформування, або руйнування матеріалу. Друга і четверта ділянка – це зони високо еластичного деформування, яке, власне є основою для технологічного процесу волого-теплової обробки.

Будемо розглядати саме технологічний напрямок. Тоді нас будуть цікавити в основному друга і третя ділянки, причому перебудовані в координатах додаткових деформацій і температур

$$e=e_1, t=t_1.$$

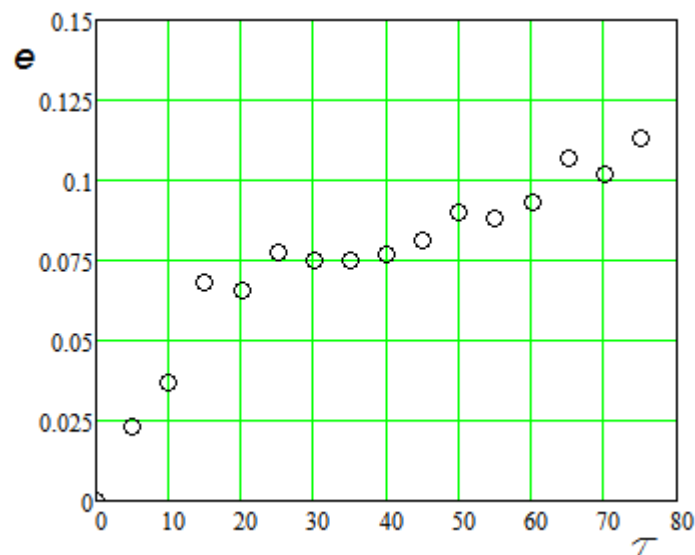


Рис. 2 – Експериментальна діаграма у відносних координатах

Зазначимо далі, що в технологічному процесі волого-теплової обробки вхідними параметрами повинні виступати деформації, а шуканим, тобто тими,

що визначають параметри технологічного процесу – температура і силове навантаження. Якщо зважити на це, діаграму треба перебудувати в обернених координатах.

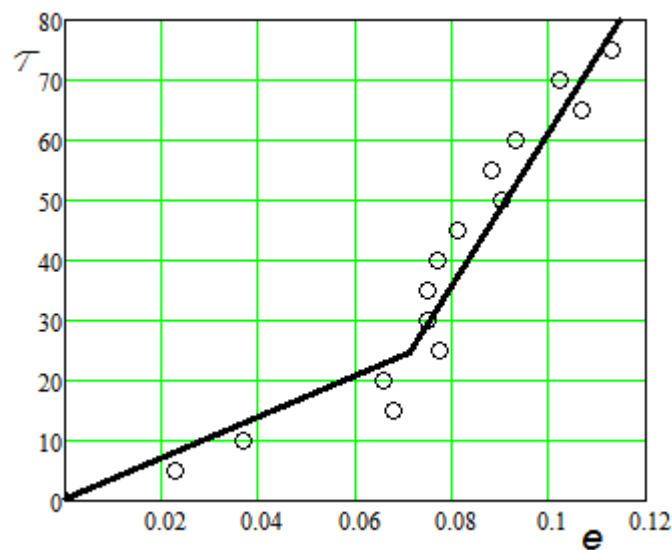


Рис. 3 – Апроксимація двома ділянками прямих ліній

У такому вигляді залежність необхідної температури від додаткового подовження може бути записана, як

$$\tau = \begin{cases} \alpha_1 \cdot e, e \leq e1 \\ \beta + \alpha_2 \cdot e, e > e1 \end{cases}$$

Спробуємо розв’язати конкретну технологічну задачу по формуванню поверхні текстильного виробу засобами теплової обробки.

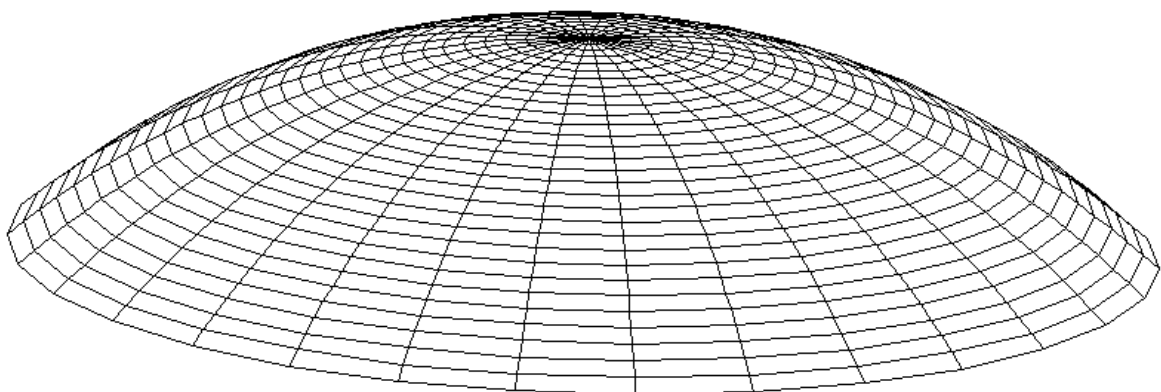


Рис. 4 – Поверхня матеріалу, що підлягає формуванню

Задамо функцію кривини поверхні, визначимо подовження. Для цього розглянемо окремий переріз поверхні, що вимагається для обробки. Зобразимо його у декартовій системі координат. Виділимо на поверхні малий елемент розміром dx , йому відповідає зміна ординати перерізу dy . Елемент довжиною dx змінив свою довжину до $dl = \sqrt{dx^2 + dy^2}$. Таким чином, цей елемент набув

подовження $e = \frac{dl - dx}{dx} = \frac{dl}{dx} - 1 = \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} - 1$. Враховуючи не занадто великі

кривини одержаних поверхонь, маємо $e = \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} - 1 \approx \frac{1}{2} \left(\frac{dy}{dx}\right)^2$.

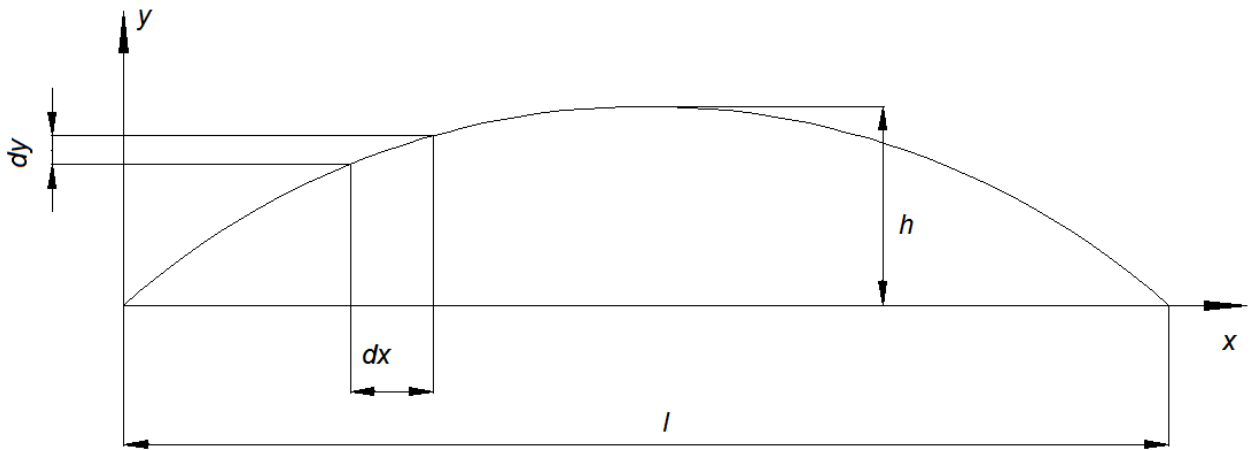


Рис. 5 – Кривина поверхні матеріалу

Враховуючи, що ми маємо функцію температури, яка записана у залежності від подовження, можемо знайти необхідні параметри температури. Слід зазначити при цьому, що функція, записана як система з двох виразів не зовсім зручна для використання, оскільки вимагає обов'язкового знаходження деформації і зіставлення його з параметром. Зручніше було б використання функції, у якій деформація виражалась б явно, без додаткових умов. Спробуємо апроксимувати цю функцію, як ступеневу криву.

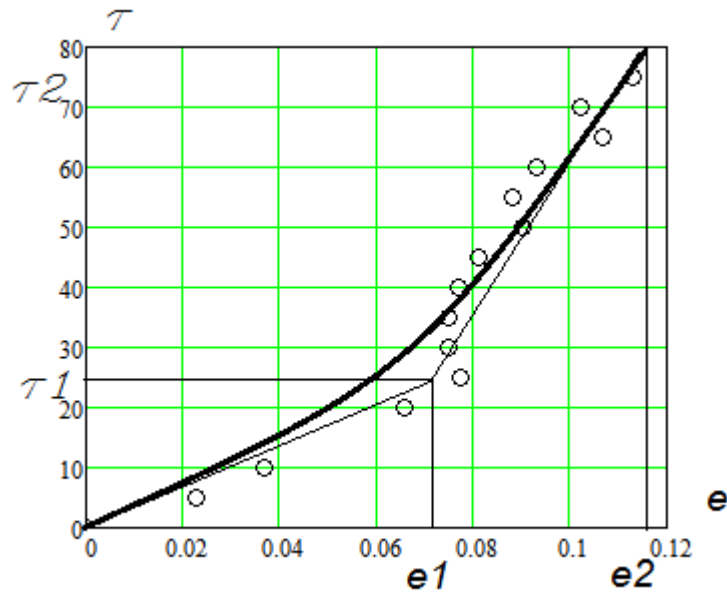


Рис. 6 – Крива термомеханічних змін

Якщо записати цю функцію у вигляді $t=f(e)$, можна визначити такі умови.

При $e=0$ $t=0$, при $e=e_2$ $t=t_2$, при $e=0$ $\frac{d\tau}{de} = \frac{\tau_1}{e_1}$, при $e=e_2$ $\frac{d\tau}{de} = \frac{\tau_2 - \tau_1}{e_2 - e_1}$.

Таким чином, маємо чотири умови, достатні для створення поліному третього ступеня. Враховуючи першу нульову умову, записуємо його у вигляді

$$\tau = k_1 \cdot e + k_2 \cdot e^2 + k_3 \cdot e^3.$$

Похідна з цього виразу може бути записана, як

$$\frac{d\tau}{de} = k_1 + 2 \cdot k_2 \cdot e + 3 \cdot k_3 \cdot e^2.$$

Третя умова дає $k_1 = \frac{\tau_1}{e_1}$.

Після врахування першої і третьої умов дві невідомі коефіцієнти знаходимо шляхом розв'язання системи рівнянь, записаних для другої і четвертої умов

$$\begin{cases} \tau_1 \frac{e_2}{e_1} + k_2 \cdot e_2^2 + k_3 \cdot e_2^3 = \tau_2 \\ \frac{e_2}{e_1} + 2 \cdot k_2 \cdot e_2 + 3 \cdot k_3 \cdot e_2 = \frac{\tau_2 - \tau_1}{e_2 - e_1} \end{cases}$$

Розв'язання системи дає

$$k_2 = \frac{(\tau_2 \cdot e_1 - \tau_1 \cdot e_2)(2 \cdot e_2 - e_1)}{e_1 \cdot e_2^2 \cdot (e_2 - e_1)},$$

$$k_3 = \frac{(\tau_2 \cdot e_1 - \tau_1 \cdot e_2)(2 \cdot e_1 - e_2)}{e_1 \cdot e_2^3 \cdot (e_2 - e_1)}.$$

Тоді загальний вираз для функції температури

$$\tau = \frac{\tau_1}{e_1} e + \frac{(\tau_2 \cdot e_1 - \tau_1 \cdot e_2)}{e_1 \cdot e_2^2 \cdot (e_2 + e_1)} e^2 \cdot \left[2 \cdot e_2 - e_1 + (2 \cdot e_1 - e_2) \frac{e}{e_2} \right].$$

Зіставлення одержаної функції з розривною прямолінійною показано на рис. 7.

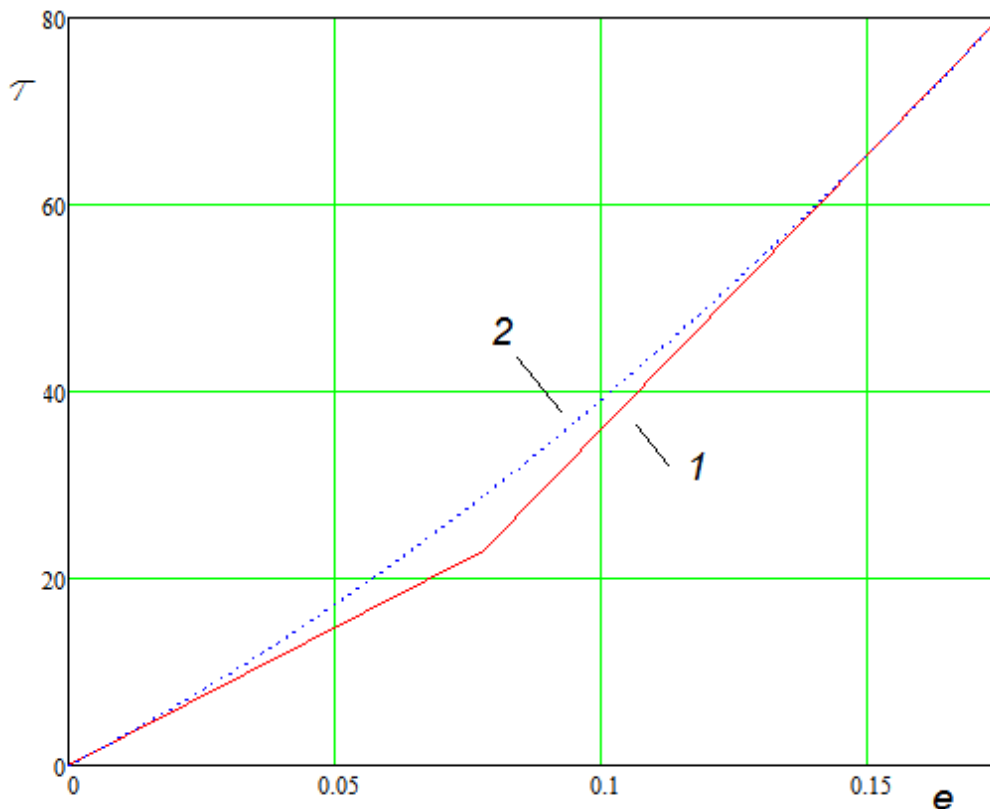


Рис. 7 – Зіставлення ступеневої функції з розривною прямолінійною

Якщо задана поверхня, яку необхідно створити засобами теплової обробки, розподілення температур, що забезпечує таку поверхню може бути записано у вигляді

$$\tau = \frac{\tau_1}{e_1} \frac{1}{2} \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 + \frac{(\tau_2 \cdot e_1 - \tau_1 \cdot e_2)}{e_1 \cdot e_2^2 \cdot (e_2 + e_1)} \frac{1}{4} \left(\frac{dy}{dx} \right)^4 \cdot \left[2 \cdot e_2 - e_1 + (2 \cdot e_1 - e_2) \frac{e}{2 \cdot e_2} \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right].$$

Висновки

В результаті виконання роботи доведена можливість створення заданої поверхні текстильного полімерного матеріалу засобами зміни температури нагрівальної поверхні. Запропоновані методи апроксимації реальних термомеханічних кривих матеріалів. Виведені залежності, що пов'язують форму поверхні, температуру і термомеханічну залежність.

Список використаних джерел:

1. Жихарев А. П. Практикум по материаловедению в производстве изделий легкой промышленности : учеб. пособие для высш. учеб. заведений по направлению 656100 "Технология и конструирование изделий легкой пром-сти" (подготовка диплом. спец.), 553900 "Технология, конструирование изделий и материалы легкой про-сти" (подготовка бакалавров и магистров) / А. П. Жихарев, Б. Я. Краснов, Д. Г. Петропавловский ; ред. А. П. Жихарев. – М. : Академия, 2004. – 464 с. : ил. – ((Высшее профессиональное образование. Легкая промышленность).
2. Савостицкий Н. А. Материаловедение швейного производства : учеб. пособие для сред. проф. образования по спец. 2809 "Швейное пр-во" / Н. А. Савостицкий, Э. К. Амирова. – 2-е изд., стереотип. – М. : Академия, 2002. – 240 с. : ил. – (Профессиональное образование).
3. Торнер Р. В. Теоретические основы переработки полимеров (механика процессов) / Р. В. Торнер. – М. : Химия, 1977. – 464 с.
4. Грановский Т. С. Строение и анализ тканей / Т. С. Грановский. – М.: Легпробытиздат, 1985. – 151 с.

Волошина О.І., Рябчиков М.Л. «Визначення параметрів волого-теплової обробки матеріалів на основі аналізу термомеханічних кривих».

Доведена можливість створення заданої поверхні текстильного полімерного матеріалу засобами зміни температури нагрівальної поверхні. Запропоновані методи апроксимації реальних термомеханічних кривих

матеріалів. Виведені залежності, що пов'язують форму поверхні, температуру і термомеханічну залежність.

Ключові слова: технічні текстильні матеріали, термомеханічна крива, пресування, теплова обробка, енергозбереження

Волошина О.И., Рябчиков Н.Л. «Определение параметров влажно-тепловой обработки материалов на основе анализа термомеханических кривых».

Доказана возможность создания заданной поверхности текстильного полимерного материала средствами изменения температуры нагревательной поверхности. Предложены методы аппроксимации реальных термомеханических кривых материалов. Выведены зависимости, связывающие форму поверхности, температуру и термомеханическую зависимость.

Ключевые слова: технические текстильные материалы, термомеханическая кривая, прессование, тепловая обработка, энергосбережение.

Voloshyna O.I., Ryabchykov N.L. “Determination parameters of heat-wet treatment of materials in terms of analysis thermomechanical curves”.

The feasibility of creating a given surface of textile polymeric material by means of temperature of heating surface is proved. Methods for approximating the actual thermomechanical curves of materials are proposed. The dependence of linking the shape of the surface temperature and thermo-dependence is derived.

Key words: technical textile materials, thermomechanical curve, pressing, heat treatment, energy conservation.

Стаття надійшла до редакції 28 листопада 2011 р.

©Дерябкина Е.С., Жежер М.Н.

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СКЛОННОСТЬ К МКК СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НИЗКОНИКЕЛЕВОЙ КОРОЗИОННОСТОЙКОЙ СТАЛИ С АЗОТОМ

1. Актуальность

Применение аустенитных хромоникелевых сталей, легированных азотом, непрерывно увеличивается. В четырехкомпонентной системе железо-хром-никель - углерод добавка азота существенно расширяет аустенитную область и повышает термодинамическую устойчивость аустенита[1]. При определенных условиях азот измельчает первичную структуру аустенитного металла. Атомы азота внедряются в гранецентрированную решетку аустенита, вызывая ее искажение, возрастающее почти линейно с увеличением количества азота, что повышает пределы текучести и прочности металла [2]. Иногда повышение прочности свойств сопровождается некоторым снижением пластичности и ударной вязкости. Особое значение для обеспечения высоких и стабильных механических свойств имеет легирование азотом аустенитного металла большой толщины, в котором, как правило, проявляется неравномерная и небольшая степень деформирования по сечению.

2. Постановка задачи и цели исследования

Небольшое количество публикаций о влиянии азота и углерода на склонность межкристаллитной коррозии (МКК) относятся к стали 08X18АН5, а по сварным соединениям отсутствуют. Знание же минимального времени выдержки в зоне критических температур, приводящего к разрушению по границам зерен различных участков сварных соединений, имеет большое

значение для решения вопроса о допустимой температуре и продолжительности технологических нагревов стали при сварке.

3. Основной материал

Исследования выполнялись на образцах стали 08X18АН5 толщиной 10 мм, выполненные автоматической сваркой под флюсом АН-18 опытными сварочными проволоками с различным содержанием марганца и азота (табл. 1). Марганец в количестве 1-3 % в металл шва вводится с целью замены никеля и предотвращения появления горячих трещин.

Таблица 1 – Химический состав металла шва на стали 08X18АН5

Обозн. пробы	Результаты анализа, %							
	С	N	Si	Mn	Cr	Ni	S	P
1	0,052	0,065	0,11	1,16	15,75	6,41	0,021	0,028
2	0,048	0,096	0,16	2,51	17,0	6,3	0,02	0,025
3	0,045	0,095	0,17	2,93	17,11	6,3	0,018	0,025
4	0,051	0,08	0,05	1,54	16,6	6,3	0,017	0,025
5	0,053	0,09	0,1	2,47	16,8	6,2	0,018	0,025
6	0,06	0,11	0,06	1,07	16,0	6,5	0,02	0,03
7	0,051	0,13	0,08	2,07	16,7	6,25	0,019	0,022
8	0,055	0,12	0,17	2,58	16,8	6,3	0,016	0,028
9	0,045	0,12	0,11	1,61	16,6	6,3	0,018	0,029
10	0,052	0,1	0,19	2,49	17,0	6,28	0,018	0,025
11	0,043	0,1	0,06	1,18	16,25	6,39	0,018	0,028

Результаты испытаний на склонность к межкристаллитной коррозии показали, что в исходной состоянии сварные соединения стали 08X18АН5, выполненные опытными проволоками, отличающиеся, в основном, содержанием азота и марганца, стойки против межкристаллитной коррозии при испытании в стандартном растворе по методу АМ ГОСТ 6032-76. Отпуск при температуре 500 °С в течении 300 мин. не вызывает склонности к МКК металла швов, выполненных 3-ей и 5-ой проволоками. Менее интенсивной коррозии в этих условиях подвержен металл 2-го, 8-го и 10-го швов (глубина до 0,1 мм).

Глубина проникновения МКК в металле остальных швов весьма значительна и составляет 3-5 мм.

Сопоставляя результаты визуального осмотра образцов после изгиба с результатами химического состава металла шва, можно отметить, что при данном режиме отпуска не склонен к межкристаллитной коррозии металл шва, содержащий до 0,1 % N и 2,5-2,9 % Mn. Склонен к межкристаллитной коррозии металл шва, содержащий 0,065-0,1 % N; 1,07-1,54 % Mn и 0,13 % N; 2,07-2,58 % Mn. Содержание углерода до 0,05 %. Выдержка в течении 900 и 1500 мин. при этой температуре вызывает склонность всех исследуемых образцов к МКК. Отпуск при температуре 600 °C способствует возникновению склонности к МКК. Исключение составляют шов, выполненный 2-ой проволокой при выдержке 60 мин., и швы, выполненные проволоками 5, 6, 7 и 8 при выдержке 1500 мин. Повышение температуры отпуска до 700 °C приводит к существенному сужению интервала возникновения межкристаллитной коррозии. При выдержке 60 мин. склонен к межкристаллитной коррозии металл швов, выполненных проволоками 6 и 9, а при выдержке 300 мин. – проволоками 6, 10 и 11.

Изменение микроструктуры металла шва в зависимости от режима отпуска изучали на образцах, выполненных проволоками 1 и 7, отличающихся содержанием марганца и азота.

В состоянии после сварки микроструктура металла швов мелкодендритная, аустенитная. Границы дендритов свободны от выделений. В металле шва 1-го образца металлических включений больше, чем в 7-ом, и они мельче.

В процессе отпуска при температуре 400 °C заметного выделения карбидов не происходит, а имеет место незначительное укрупнение имевшихся. Следует отметить, что карбиды расположены, в основном, по телу зерна.

Результаты визуального осмотра загнутых образцов и металлографических исследований совпадают, металл шва не подвержен межкристаллитной коррозии при испытании по методу АМ. Повышение

температуры отпуска до 500 °С несколько оживляет диффузионные процессы. Уже пятчасовая выдержка приводит к образованию по границам зерен отдельных участков из тесно расположенных карбидов. После загиба образцов на поверхности наплавленного металла наблюдается сетка трещин глубиной до 1 мм на образце 1 и до 4 мм на образце 7. Дальнейшее увеличение времени выдержки при температуре 500 °С способствует выделению карбидов в виде сплошных цепочек по границам кристаллитов. Характер и интенсивность разрушения швов после испытаний показаны на рис.4.52-4.53.

Увеличение времени выдержки до 15 и 25 часов обуславливает выделение карбидов в виде сплошных цепочек по границам зерен. Наличие сплошной сетки из мелких и укрупненных карбидов по границам зерен в зависимости от времени выдержки при температуре отпуска 600 °С способствует интенсивной межкристаллитной коррозии в зоне сплавления сварных соединений. Повышение температуры отпуска до 700 °С приводит к существенному сужению интервала возникновения межкристаллитной коррозии по зоне сплавления у образцов 1, 2, 3, 4, 5, 6, 9, 10 и 11 и исчезновению МКК для сварных соединений, выполненных проволоками 3, 7 и 8.

Металлографическое исследование зоны сплавления образца 1, подвергнутого отпуску при температуре 700 °С, выдержка 60 мин., показало, что большая часть зерен усеяна мелкими разрозненными карбидами. Межкристаллитная коррозия при этом отсутствует. 300-минутная выдержка при этой температуре приводит к непрерывным карбидным выделениям по границам отдельных зерен и, как результат, к склонности к МКК. С увеличением времени выдержки непрерывность карбидов по границам зерен нарушается. Карбиды в большей части разобщены, и сварные соединения по зоне сплавления при данном режиме отпуска не склонны к межкристаллитной коррозии.

У сварного соединения, выполненного проволокой 7 при температуре отпуска 700 °С, независимо от продолжительности выдержки по границам

зерен наблюдается прерывистая цепочка карбидов. Межкристаллитная коррозия отсутствует. После отпуска при температуре 800 °С в течении 600 мин. большая часть границ усеяна не связанными между собой массивными карбидами.

Исследованию подвергали и металл околошовной зоны на различном расстоянии от зоны сплавления. С целью выявления различия в склонности к межкристаллитной коррозии различных участков сварного соединения диаграмму Ролландсона для зоны термического влияния совместили с диаграммой Ролландсона для металла шва. Установлено, что наиболее узкая область склонности к МКК характерна для 7-го и 8-го образцов сварных соединений.

Металлографически изучали склонность к межкристаллитной коррозии участка зоны термического влияния на различном удалении от зоны сплавления, выполненного проволокой 1, подвергнутого отпуску по различным режимам.

В состоянии после сварки выделившаяся избыточная фаза расположена отдельными участками в зоне термического влияния на расстоянии 8-10 мм от зоны сплавления и, как показали испытания, не снижает стойкости сварных соединений против межкристаллитной коррозии при испытании по методу АМ.

Отпуск сварного соединения при температуре 400 °С в течении 1500 мин не значительно изменяет микроструктуру зоны термического влияния. Границы зерен несколько утолщаются.

Отпуск при температуре 500 °С в течении 300 мин. приводит к сдвигу участка зоны с выделившейся избыточной фазой на расстоянии около 2 мм от зоны сплавления и дополнительному выделению карбидов по границам зерен и двойников. Причем более интенсивное на расстоянии 2-4 мм от зоны сплавления. На расстоянии до 6 мм от зоны сплавления значительно утолщаются выделения в виде игл по границам двойников.

После 15-и 25-часовой выдержки при температуре 500 °С наблюдается исчезновение ранее выделившаяся избыточной фазы. Непрерывность цепочки карбидов сохраняется, имеются выпавшие зерна по всей толщине образца.

Исследования микроструктуры сварного соединения после отпуска при 600 °С в течении 60 мин. показало, что по границам зерен по всей длине образца имеются участки сплошных выделений мелких карбидов. Глубина межкристаллитной коррозии до 2 мм.

Избыточная фаза по границам зерен при данном режиме отпуска наблюдается на расстоянии 6 мм, и ее количество увеличивается при удалении до 8 мм от линии сплавления.

Увеличение продолжительности отпуска приводит к увеличению границ зерен с выделившимися карбидами. После испытания в таких образцах имело место выпадение зерен на всю толщину образца.

После 25-часового отпуска наблюдается почти непрерывная сетка карбидов, значительное растравливание границ зерен, выпавшие зерна по всей длине образца. Металлографически отмечено увеличение содержание ферритной составляющей, вытянутой в направлении проката в околосшовной зоне. В микроструктуре участков зоны термического влияния на различном удалении от зоны сплавления сварного соединения, подвергнутого отпуску при 700 °С в течении 60 мин., карбиды расположены разрозненно по границам зерен и двойников. Избыточная фаза по границам зерен в виде игл наблюдается на расстоянии 4-8 мм от зоны сплавления. Межкристаллитная коррозия отсутствует.

После 5-часовой выдержки травимость границ несколько возрастает, имеются выпавшие зерна по всей толщине образца. На расстоянии 4-8 мм от зоны сплавления имеются выделения в виде «налета». Микротвердость зерна 487 кг/мм², выделений – 430 кг/мм².

Дальнейшее увеличение продолжительности отпуска при температуре 700 °С вызывает дополнительное выделение карбидов по границам двойников. Сплошность цепочки карбидов по границам зерен, в основном, сохраняется, но

несколько меняется их размер, что ведет к уменьшению глубины межкристаллитной коррозии до 0,1 мм.

При продолжительности отпуска 1200 мин. в структуре зоны термического влияния имеются скоагулированные разобщенные карбиды по границам. На расстоянии 10-14 мм от зоны сплавления выделения иглообразного вида.

Интенсивные утолщения границ зерен наблюдается на расстоянии 8-12 мм от зоны сплавления, как в исходном состоянии после сварки.

Как показывают исследования, при данном режиме отпуска зона термического влияния не склонна к межкристаллитной коррозии.

Выводы

На основании проведенных исследований установлено, что стойкость сварных соединений стали 08X18АН5 против межкристаллитной коррозии в исходном состоянии после сварки обуславливается стойкостью металла шва после провоцирующего нагрева при температуре 650⁰С в течении часа – стойкостью металла шва и металла околошовной зоны.

Для металла швов различного состава определены температурно-временные области склонности к межкристаллитной коррозии. Установлено, что металл шва, содержащий < 0,05 % С, ~2% Мп, 17-18 % Cr 6-7 % Ni b 0,12-0,15 % N, имеет наименьшую область склонности к МКК в диапазоне технологических нагревов при сварке. Внедрение низконикелевой аустенитной стали 08X18АН5 взамен стали типа 18-10 в химическом машиностроении обеспечивает значительную экономию дефицитного никеля и снижение себестоимости изготовления оборудования.

Список использованных источников:

1. Сварка в химическом машиностроении. ОН 26-01-71-82. – М., 1982. – С. 43.

2. Каховский Н. И. Сварка высоколегированных сталей/ Н.И. Каховский. – К. : Техника, 1975. – С. 169.

3. Житников Н. П. Влияние азота на структуру аустенитного металла шва / Н. П. Житников, И. А. Закс // Сварочное производство. – 1971. – №8. – С. 27–33.

Дерябкина Е.С., Жежер М.Н. «Определение температурно-временной области склонности к межкристаллитной коррозии сварных соединений стали 08X18АН5».

Приведены результаты исследований по влиянию на МКК температуры нагрева и времени выдержки при отпуске, имитирующем термический цикл автоматической сварки под флюсом сварных соединений с различным содержанием азота и марганца в металле шва. Установлена температурно-временная область и состав металла шва, обеспечивающих стойкость против МКК сварных соединений.

Ключевые слова: отпуск, межкристаллитная коррозия, температурно-временная область.

Дерябкина Е.С., Жежер М.М. «Визначення температурно-часової області схильності до міжкристалітної корозії зварних з'єднань сталі 08X18АН5».

Наведено результати досліджень щодо впливу на МКК температури нагріву і часу витримки при відгартуванні, що імітує термічний цикл автоматичного зварювання під флюсом зварних з'єднань з різним вмістом азоту та марганцю в металі шва. Встановлено температурно-часову область і склад металу шва, що забезпечують стійкість проти МКК зварних з'єднань.

Ключові слова: відгартування, міжкристалітна корозія, температурно-часова область.

Deryabkin E.S., Zhezher M.N. “Determination of the temperature-time region propensity to intergranular corrosion of welded joints of steel 08H18AN5”.

The results of studies on the effect on the ICC heating temperature and exposure time for vacation, simulating the thermal cycle of automatic submerged arc welding of welded joints with different nitrogen-containing and manganese in the weld metal. The temperature-time region and the composition of the weld metal, providing resistance to the ICC of welded joints.

Key words: holiday, intergranular corrosion, the temperature-time region.

Стаття надійшла до редакції 26 квітня 2012 р.

©Калюжный А.В.

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДОМ КОНЧЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗ СТАЛИ 20 СОСТАВНЫХ ЧАСТЕЙ ИЗДЕЛИЯ «БАЛЛОН»

1. Введение

В настоящее время в разных областях промышленности и домашнего хозяйства широко применяются емкости для нагревания воды типа «Баллон». Данные изделия или их составные части в большинстве случаев изготавливают методами листовой штамповки. Листовая штамповка дает возможность получать легкие изделия и, благодаря упрочнению металла при деформировании, исключается дальнейшая термическая обработка изделий для выдерживания соответствующего давления в баллонах. В существующих источниках по определению параметров технологических процессов листовой штамповки, в частности вытяжки и отбортовки, расчеты сводятся к определению количества переходов для получения необходимой геометрической формы изделий и определению силовых режимов [1-2]. Практически отсутствуют данные по определению механических свойств сдеформированного металла для указанных процессов. Поэтому, актуальным является использование современных методов для проведения численных экспериментов, которые дают возможность определять силовые режимы, конечную геометрию изделий и величины упрочнения сдеформированного металла. На кафедре МПМ и РП НТУУ «КПИ» создана информационная технология для проектирования процессов холодной объемной штамповки и формообразующих операций листовой штамповки. Она основана на создании математических моделей и проведении моделирования указанных процессов на базе метода конечных элементов (МКЭ) и разработанного пакета прикладных

программ. Моделирование МКЭ способом начальных напряжений позволяет определить упруго-пластическое состояние металла при холодном деформировании из исходного состояния заготовки до получения конечной формы изделия с учетом конструктивных (геометрическая форма деформирующего инструмента), технологических (степень деформации, форма заготовки, тип смазки, смещение деформирующего инструмента, разгрузка после пластической деформации) и физико-механических (упругие свойства материала, диаграмма истинных напряжений, диаграмма пластичности) факторов, которые влияют на формообразование изделий. Информационная технология позволяет получить все данные для проектирования технологии деформирования и штамповой оснастки: силовые режимы, точное распределение удельных усилий на деформирующем инструменте, конечные размеры изделия с учетом разгрузки, степень упрочнения сформированного металла для прогнозирования или обеспечения механических свойств по объему заготовки.

2. Цель статьи

Целью данной работы было на основе численных экспериментов разработать технологический процесс получения составных деталей изделия «Баллон» объемом $0,01\text{м}^3$ с обеспеченными механическими свойствами сформированного металла в стенке изделия, спроектировать и изготовить штамповую оснастку, а также изготовить исследовательскую партию изделий.

Размеры изделия «Баллон»: внешний диаметр 220 мм, высота 300 мм. Материал – малоуглеродистая сталь толщиной 1,5 мм. Предложенный вариант получения данного изделия из двух составных деталей (две половины), которые в дальнейшем сваривали.

Составные детали изделия «Баллон» получали вытяжкой из плоской заготовки диаметром 395 мм. За одну операцию получали деталь с внешним диаметром 220 мм и высотой 150 мм. Для получения горловины в верхней составной детали изделия «Баллон» выполняли операцию отбортовки. Для

данных процессов с помощью указанного пакета программ проведено математическое моделирование МКЭ, которое позволило определить геометрические размеры деформирующего инструмента, силовые режимы процессов формообразования, конечные размеры деталей с заданными механическими свойствами сформированного металла.

На рис. 1 показана расчетная схема процесса вытяжки с прижимом, с размерами матрицы и пуансона, которые в дальнейшем обеспечили необходимое упрочнение сформированного металла. При моделировании процесса в силу симметрии рассматривали половину заготовки.

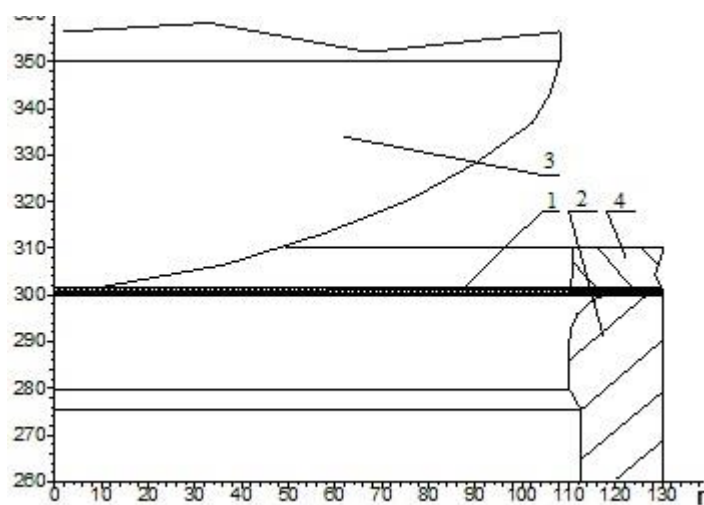


Рис. 1 – Расчетная схема процесса вытяжки с прижимом

На рис. 2 показано распределение относительной интенсивности напряжений $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ в месте перехода от дна к стенке, которая позволяет оценить упрочнение металла в стенке составной детали изделия «Баллон» после деформирования. Упрочнение металла в стенке при деформировании увеличилось по сравнению с исходными свойствами материала в 2,9 раза. Таким образом, обеспечивается необходимая прочность стенки изделия. Теоретические основы МКЭ, математические модели процессов вытяжки подобных изделий были рассмотрены автором в предыдущих работах [4-5]. Далее внимание акцентировалось на получении горловины в верхней составной детали изделия «Баллон» с помощью операции отбортовки.

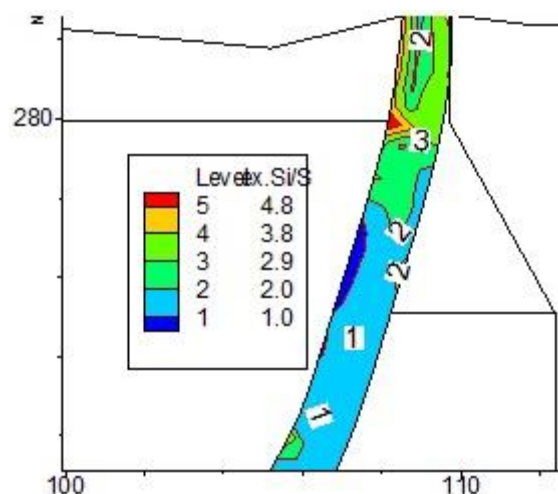


Рис. 2 – Распределение относительной интенсивности напряжений $\sigma_i/\sigma_{0,2}$

Отбортовка отверстий в листовых заготовках или изделиях, которые получены операциями листовой штамповки – широко распространенная операция. В частности, она используется для получения горловин. Горловины необходимы для соединения деталей с другими конструкциями путем развальцовки или с помощью резьбы.

Для решения поставленной задачи необходимо определить с помощью информационной технологии влияние радиуса закругления матрицы при отбортовке на конечную геометрическую форму горловины, напряженно-деформированное состояние в ней, упрочнение и степень использования ресурса пластичности сдеформированного металла. На основе данных расчетов поставлена задача разработать технологию изготовления горловины в заготовках, которые получены вытяжкой.

3. Результаты исследований

Расчетная схема процесса отбортовки представлена на рис. 3 (в силу осевой симметрии показанная половина заготовки). На матрице 1 с отверстием диаметром $Dm = 63$ миллиметра (мм) и радиусом закругления R установлена заготовка 2 толщиной 1,5 мм с предварительно выполненным отверстием диаметром Do . На заготовке 2 размещен прижим 3.

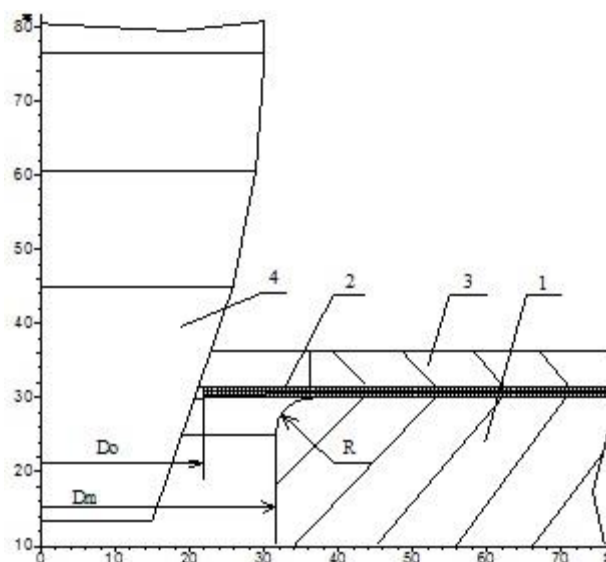


Рис. 3 – Схема процесса отбортовки с геометрическими размерами.

Размеры представлены в миллиметрах

Отбортовка проходит с помощью пуансона 4. Деформирующий инструмент при моделировании считался абсолютно жестким. Определяли влияние радиуса закругления матрицы R на геометрическую форму горловины, напряженно-деформированное состояние и упрочнение сформированного металла при получении горловины. Величины радиуса R : 3, 5, 7 и 9 мм. Соответственно были выбраны диаметры отверстий D_0 для получения одинаковой высоты горловины.: 42,24; 43,96; 45,68 и 47,4 мм. При указанных соотношениях размеров заготовки и матрицы коэффициенты отбортовки имеют следующие значения: 0,687; 0,715; 0,743 и 0,771 соответственно.

Напряжение при моделировании распределялось на определенное количество шагов или этапов и выполнялось с помощью поэтапного перемещения вертикально вниз поверхности пуансона 4. Учтена геометрия деформирующего инструмента, трение на контактирующих поверхностях, упругие свойства стали, упрочнение металла при холодном формоизменении по степенной аппроксимации диаграммы истинных напряжений, диаграмму пластичности стали с аппроксимацией формулой Г.Д. Деля, возможность разрушения металла определялась по критерию В.А. Огородникова.

На рис. 4. представлена геометрическая форма отбортованной части заготовки с учетом упругой деформации и утонения металла, которая получена для матрицы с радиусами закругления R от 3 до 9 мм. При малых радиусах R упругая деформация охватывает 2-3 мм высоты горловины. Увеличение радиуса закругления приводит к сосредоточению указанной деформации вокруг торца горловины. Также установлены величины утонения металла после отбортовки в матрицах с разным радиусом закругления. После деформации торец горловины имеет толщину 1,1-1,2 мм (исходная толщина заготовки 1,5 мм).

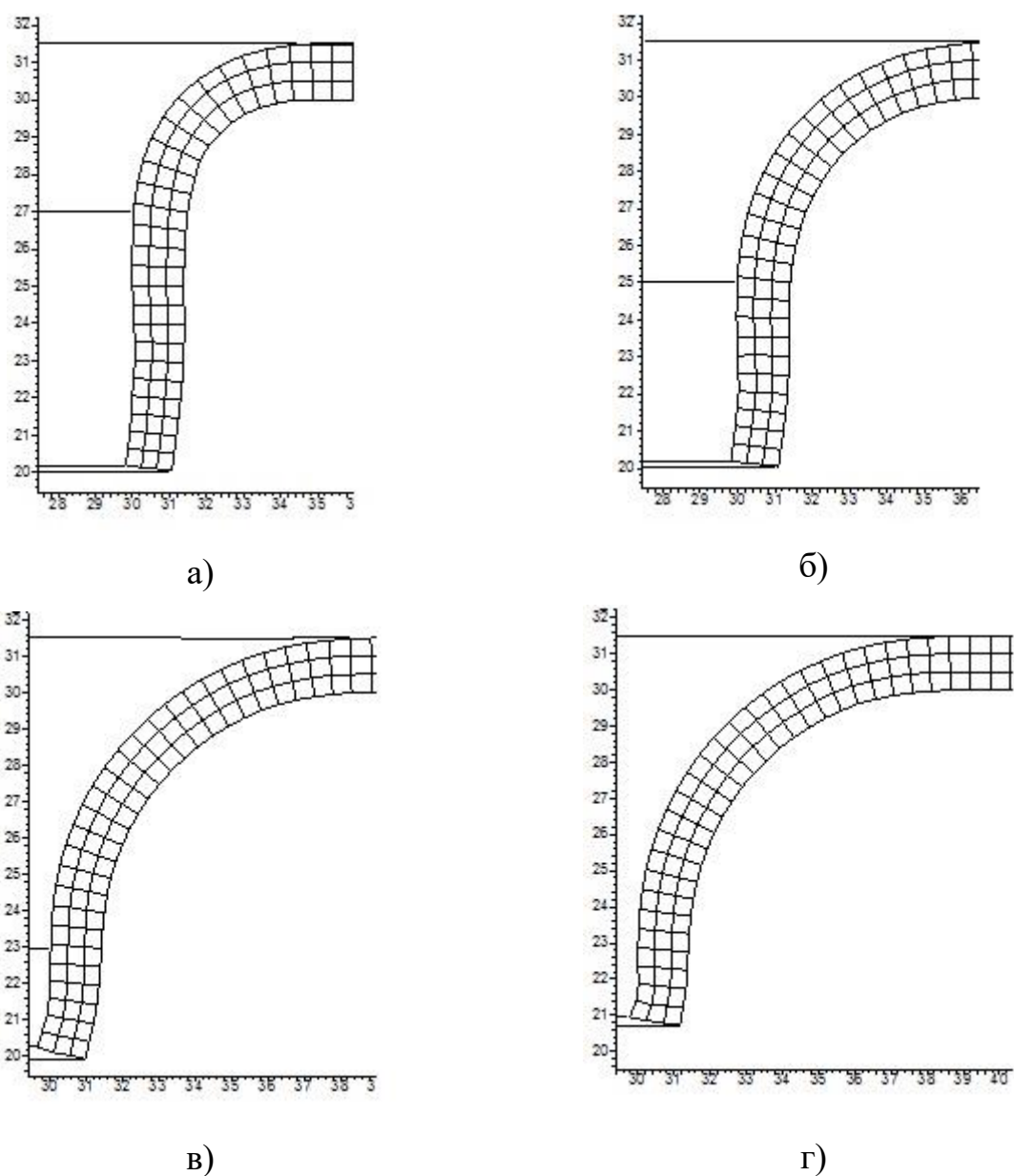


Рис. 4 – Геометрическая форма сдеформированной части заготовки после отбортовки с учетом определенной упругой деформации и упрочнения:

а) $R = 3$ мм б) $R = 5$ мм в) $R = 7$ мм г) $R = 9$ мм

Механические свойства сформированного металла оценивали по коэффициенту упрочнения (по относительной интенсивности напряжений $\sigma_i/\sigma_{0,2}$, $\sigma_{0,2}=260$ МПа – условный предел текучести стали 20) и степени использования ресурса пластичности ψ , величина которого изменяется от 0 до 1 (при значении 1 наступает разрушение при холодном формоизменении металла).

Моделированием определено упруго-пластическое напряженно-деформированное состояние по всему объему сформированной заготовки. Оно позволило определить величины $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ и ψ . Распределение относительной интенсивности напряжений $\sigma_i/\sigma_{0,2}$ по объему сформированной части заготовки матрицами с разным радиусом закругления R представлено на рис. 5.

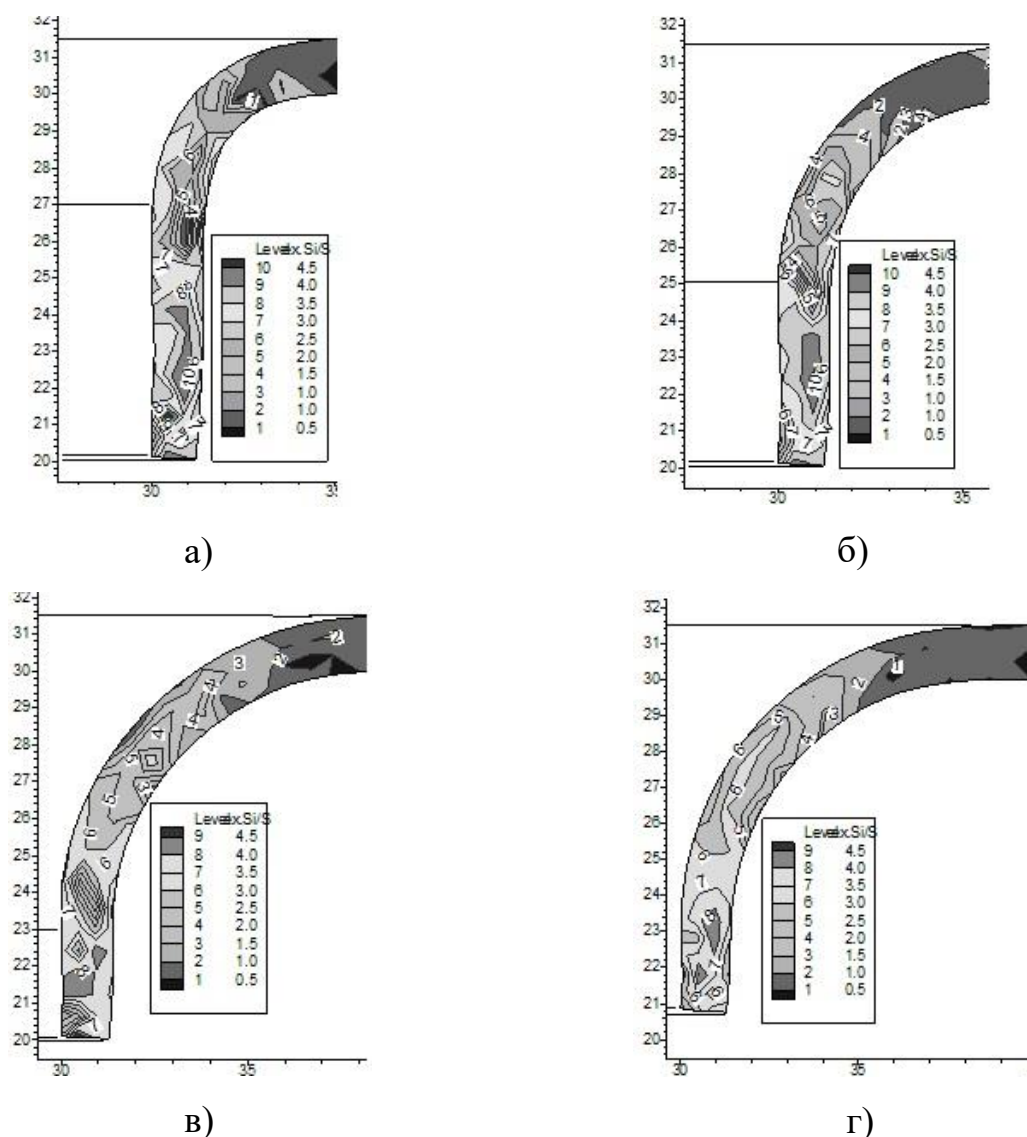


Рис. 5 – Распределение относительной интенсивности напряжений по объему сформированной части заготовки: а) $R = 3$ мм, б) $R = 5$ мм, в) $R = 7$ мм, г) $R = 9$ мм

Из рис. 5 видно во сколько раз металл упрочняется по сравнению с исходным недеформированным состоянием. Увеличение радиуса закругления матрицы приводит к интенсивному упрочнению прямой части горловины. Таким образом, получен важный практический результат: при сравнении деталей, полученных отбортовкой с другими методами (развальцовка и пр.), то приоритетным можно считать отбортовку в матрицах с малыми радиусами закругления. Вышесказанное было использовано при изготовлении одной части изделия «Баллон».

Для примера, на рис. 6 приведено распределение степени использования ресурса пластичности ψ при отбортовке в матрицах с $R = 3$ и 9 мм. Для данной стали разрушения не наступает, максимальное значение $\psi = 0,9$. Однако при радиусе закругления 3 мм такое значение ψ с деформированного металла имеет вся прямая часть горловины.

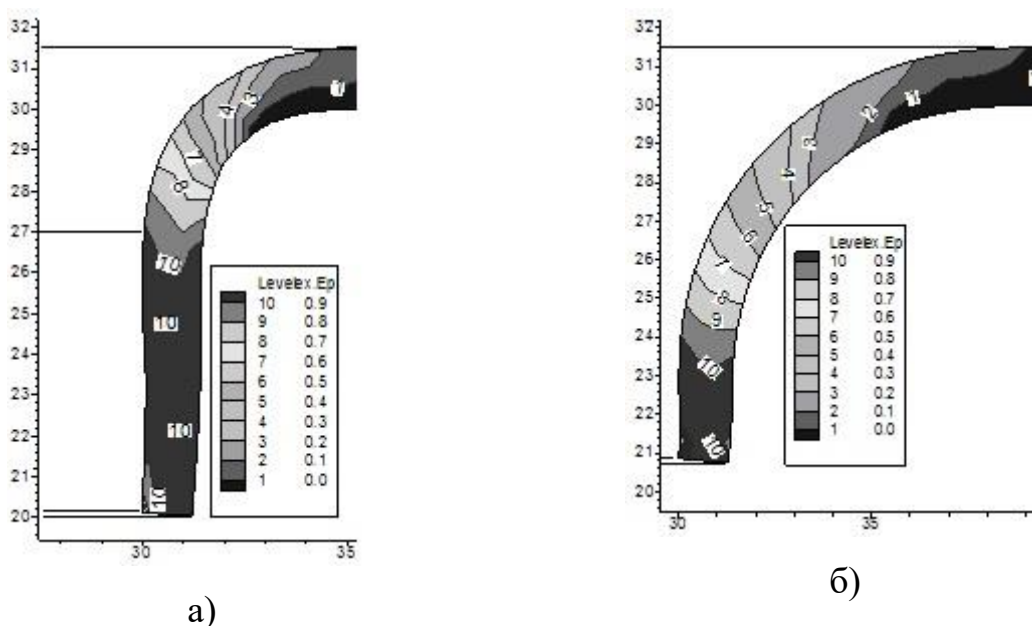
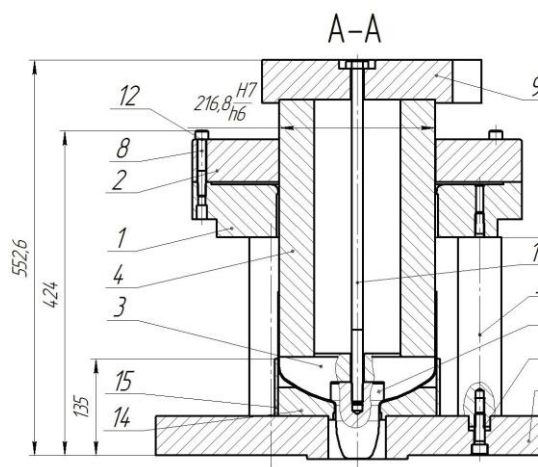


Рис. 6 – Распределение степени использования ресурса пластичности ψ в с деформированной части заготовки: а) $R = 3$ мм, б) $R = 9$ мм

Полученные расчетом данные положены в основу разработки технологии изготовления одной составной детали изделия «баллон» из малоуглеродистой стали методами вытяжки и отбортовки. На рис. 7 изображен спроектированный

(а) и изготовленный (б) универсальный штамп для вытяжки заготовки и дальнейшей отбортовки горловины.



а)



б)

Рис. 7 – Спроектированный универсальный штамп для вытяжки и отбортовки (а); изготовленный штамп, установленный на гидравлическом прессе ДБ2432 усилием 1,6 МН (б)

Штамп состоит из матрицы для вытяжки 1, к которой болтами 8 закреплен жесткий прижим 2. Матрицу 1 установлено на нижнюю плиту 6 на четырех опорах 5 и закреплено винтами 11. Пуансон состоит из цилиндрической части 4, в которой установлен сферический торец 3 с пуансоном 13 для отбортовки. С помощью болта 10 составные части пуансона крепятся к верхней плите 9. Для отбортовки на нижнюю плиту 6 устанавливается матрица 14 с кольцом 15 для фиксации заготовки перед отбортовкой. В сферический торец 3 пуансона для вытяжки устанавливали пуансон для отбортовки 13. На рис. 8 показаны заготовки, которые получены вытяжкой. Комплект инструментов для отбортовки представлен на рис 9. На рис. 10 показаны заготовки после отбортовки, а на рис. 11 представлено изделие «баллон», которое получено свариванием двух составных частей.



Рис. 8 – Заготовки,
полученные вытяжкой



б)



в)

Рис. 9 – Матрица а) и пуансон б) для отбортовки



Рис. 10 – Отбортованные
составные детали изделия «Баллон»



Рис. 11 – Изделие «Баллон»,
сваренное из двух полученных
деталей

Выводы

МКЭ проведено моделирование процессов вытяжки и отбортовки составных деталей изделия «Баллон». Установлено влияние радиуса закругления матрицы при отбортовке на конечную геометрическую форму заготовки, рассчитано упрочнение сформированного металла. Расчетные данные позволили разработать технологию изготовления составных частей изделия „Баллон” вытяжкой и дальнейшей отбортовкой горловины.

Список использованных источников:

1. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке / В. П. Романовский. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1979. – 520 с.
2. Ковкая и штамповка: справочник : В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка / А. Ю. Аверкиев [и др.] ; ред. А. Д. Матвеев. – М. : Машиностроение, 1987. – 544 с.
3. Силкові режими та якість виробів при холодному видавлюванні порожнистих виробів із сталі в умовах прикладання розтягуючого зусилля до заготовки / В. Л. Калюжний, С. Ф. Сабол, О. В. Калюжний, В. В. Піманов // Наукові нотатки : міжвуз. зб. / Луцький нац. техн. ун-т. – Луцьк, 2009. – Вип. 25, ч. 2. – С. 103-109.
4. Калюжний В. Л. Моделирование процесса вытяжки с утонением ступенчатым пуансоном заготовок из высокоуглеродистой стали / В. Л. Калюжний, О. В. Калюжний, В. В. Пиманов // Технологические системы. – 2008. – №4 (44). – С. 75–79.
5. Калюжний О. В. Досвід використання МСЕ при розрахунках процесів листового штампування / О. В. Калюжний, В. І. Стеблюк // Вестник Нац. техн. ун-та «КПИ». Сер. Машиностроение. – К., 2009. – № 56. – С. 119–127

Калюжний А.В. «Моделирование методом конечных элементов процесса изготовления из стали 20 составных частей изделия «баллон».

В НТУУ «КПИ» создана информационная технология для проектирования процессов холодной объемной штамповки и формообразующих операций листовой штамповки изделий требуемой формы и заданными механическими свойствами сформированного металла путем моделирования на базе метода конечных элементов. Рассчитанные параметры и конечная геометрия изделия не требуют доработки экспериментальными работами. Показан пример разработки технологического процесса вытяжки и

последующей отбортовки отверстий на основе моделирования методом конечных элементов.

Ключевые слова: вытяжка, отбортовка, метод конечных элементов.

Калюжний О.В. «Моделювання методом кінцевих елементів процесу виготовлення зі сталі 20 складових частин виробу «балон».

В НТУУ «КПІ» створена інформаційна технологія для проектування процесів холодного об'ємного штампування та формотворчих операцій листового штампування виробів необхідної форми та заданими механічними властивостями сформованого металу шляхом моделювання на базі методу кінцевих елементів. Розраховані параметри та кінцева геометрія виробу не потребують доробки експериментальними роботами. Показаний приклад розробки технологічного процесу витягування та подальшого відбортовування отворів на основі моделювання методом кінцевих елементів.

Ключові слова: витягування, відбортовування, метод кінцевих елементів.

Kalyuzhnyy A.V. “Modeling by finite-element method the process of manufacturing from steel 20 assembled parts of product “balloon”.

In NTUU «KPI» is created the informational technology for projection of metal forming processes of articles with demanded shape and the set mechanical properties of the deformed metal by simulation on the basis of a finite element method. Calculated parameters and final geometry of an article do not demand finishing by experimental operations.

Key words: the draw-forming, flanging, a finite element method.

Стаття надійшла до редакції 2 грудня 2011 р.

©Калюжный В.Л., Горноста́й В.Н., Запорожченко А.С.

ПРЯМОЕ ХОЛОДНОЕ ВЫДАВЛИВАНИЕ С РАЗДАЧЕЙ ПРОФИЛЕЙ ИЗ СТАЛЕЙ

1. Актуальность

В настоящее время холодным выдавливанием из сталей и цветных металлов получают высокоточные, с повышенными физико-механическими свойствами профили разной конфигурации.

2. Анализ исследований

Накопленный производственный опыт традиционного прямого выдавливания сплошных стержней изложен в источнике [1]. Отмечено, что при выдавливании имеют место высокие удельные усилия на деформирующем инструменте, что приводит к низкой его стойкости особенно при формообразовании профилей из труднодеформируемых сталей. Использование жидкости, которая находится под высоким давлением, в качестве передатчика усилия на заготовку частично решает проблему повышения стойкости матриц при прямом выдавливании профилей. Это связано с уменьшением усилия выдавливания за счет снижения или исключения трения между поверхностью заготовки и контейнером. Практическое использование процессов прямого выдавливания с помощью жидкости под высоким давлением изложено в работах [2–4]. Показаны возможности получения фасонных профилей из низко и среднеуглеродистых, а также из штамповых и инструментальных сталей. Однако широкому распространению таких процессов мешают низкая стойкость матриц и уплотняющих элементов.

3. Основной материал

На кафедре МПМ и РП НТУУ «КПИ» разработан способ получения профилей путем прямого выдавливания с раздачей [5]. Сущность способа заключается в том, что выдавливание выполняется из круглых заготовок, диаметр которых меньше за максимальный размер сечения получаемого профиля. Профиль формируется за счет одновременной деформации заготовки по конической части матрицы в осевом и течения металла в поперечном направлениях. Были проведены экспериментальные исследования по получению прямоугольных профилей из круглых заготовок, которые показали, что при выдавливании с раздачей имеют место существенные снижения усилий деформирования по сравнению с традиционным выдавливанием. Получены аналитические зависимости для определения усилия выдавливания с раздачей [6].

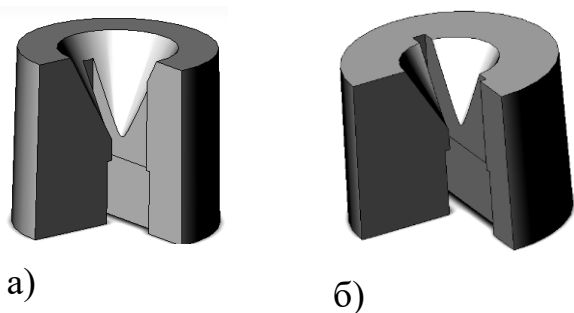


Рис. 1 – Матрицы для выдавливания прямоугольных профилей: а – для традиционного выдавливания, б – для выдавливания с раздачей

На рис. 1 в разрезе приведены матрицы для традиционного прямого выдавливания (а) и выдавливания с раздачей (б). В первом случае используется исходная круглая заготовка, диаметр которой больше диаметра описанной окружности вокруг профиля. Во втором случае диаметр заготовки меньше за максимальный размер профиля.

С использованием метода конечных элементов, реализованного в программе DEFORM3D, было проведено моделирование процессов прямого традиционного и выдавливания с раздачей прямоугольных профилей из стали 40.

Размеры профиля 54 на 22 миллиметра (мм). При традиционном выдавливании диаметр заготовки был 60 мм, при выдавливании с раздачей – 42 мм. Сдеформированные заготовки на установившихся стадиях процессов приведены на рис. 2. Геометрическая форма профилей практически не отличается.

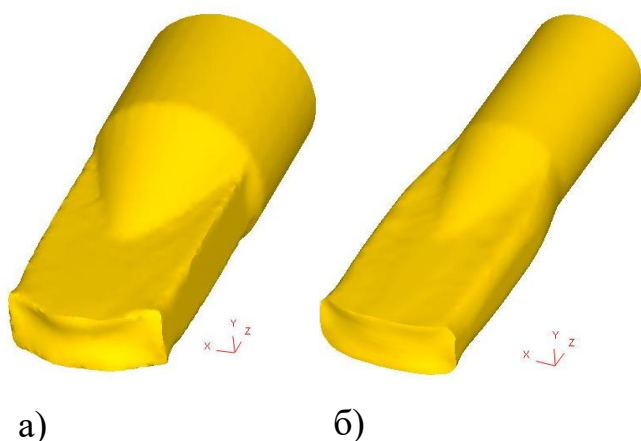


Рис. 2 – Сдеформированные заготовки для традиционного выдавливания (а) и выдавливания с раздачей (б)
а удельные усилия в 1,7 раза.

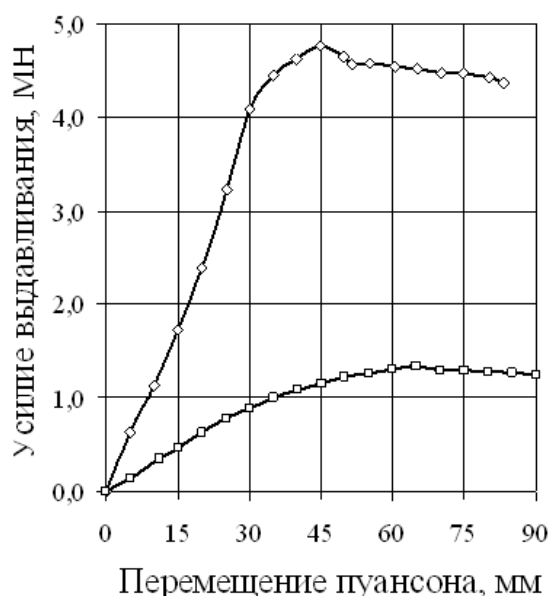


Рис. 3 – Зависимость усилия выдавливания от перемещения пуансона

Распределение удельных усилий по высоте конической поверхности матрицы показано на рис. 4. Характер распределения одинаковый, величины удельных усилий на матрице при выдавливании с раздачей также снижаются. Определено напряженно-деформированное состояние по всему объему заготовки. Установлено, что основной причиной снижения усилия и удельных усилий при выдавливании с раздачей являются изменение схемы напряженного состояния в

На рис. 3 представлены зависимости усилия выдавливания от перемещения пуансона.

Максимальное усилие традиционного выдавливания 4,65 МН, выдавливания с раздачей 1,34 МН. Средние удельные усилия на пуансоне имеют соответственно значения 1640 МПа и 968 МПа. Усилие выдавливания уменьшилось в 3,4 раза,

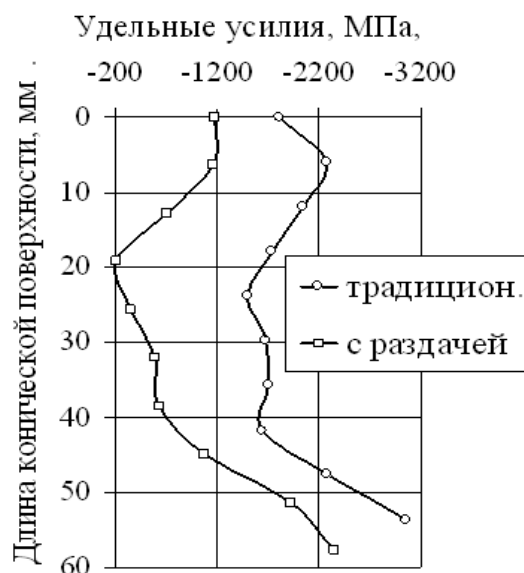


Рис. 4 – Распределение удельных усилий на конической поверхности матрицы

очаге деформации, что приводит к уменьшению по абсолютной величине гидростатического давления.



а)

б)

Рис. 5 – Исходные и сдеформированные заготовки:

а – при традиционном выдавливании,
б – при выдавливании с раздачей

Также проведены численные и натурные эксперименты по прямому традиционному и выдавливанию с раздачей прямоугольных профилей размером 26 на 6 мм из стали 20. В первом случае диаметр исходной заготовки был 27 мм во втором 16 мм.

Исходные и сдеформированные заготовки представлены на рис. 5.

Разница в значениях рассчитанного максимального усилия выдавливания по МКЭ и эксперимента составила 7%.

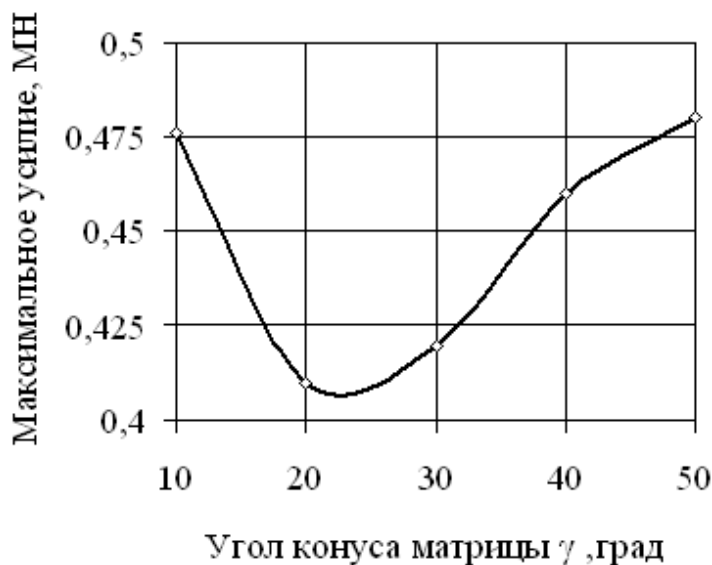
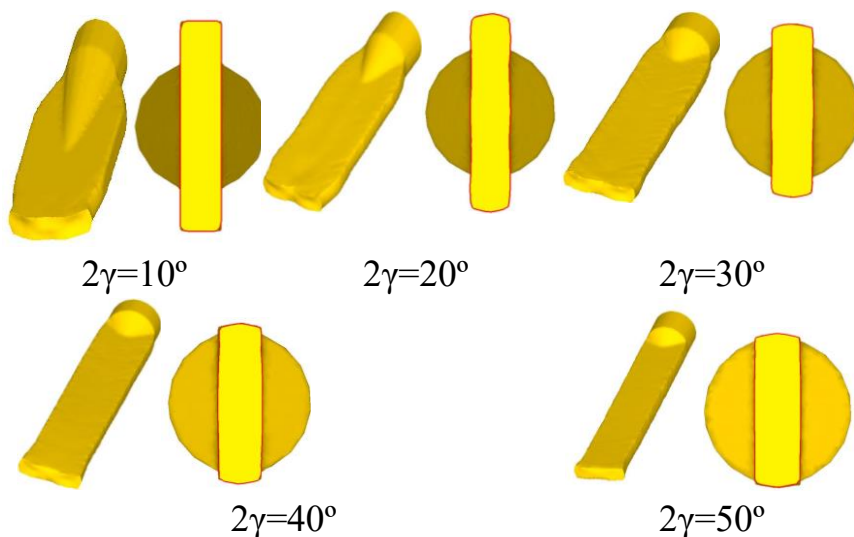


Рис. 6 – Влияние угла конуса матрицы на усилие выдавливания с раздачей

Расчетным путем изучено влияние угла конуса матрицы 2γ на силовые режимы выдавливания и заполнение профиля матрицы при прямом выдавливании с раздачей. Зависимость максимального усилия выдавливания от угла конуса показана на рис. 6. Минимальное усилие выдавливания имеет место при угле $2\gamma=20$ градусов. Заполнение прямоугольного профиля в

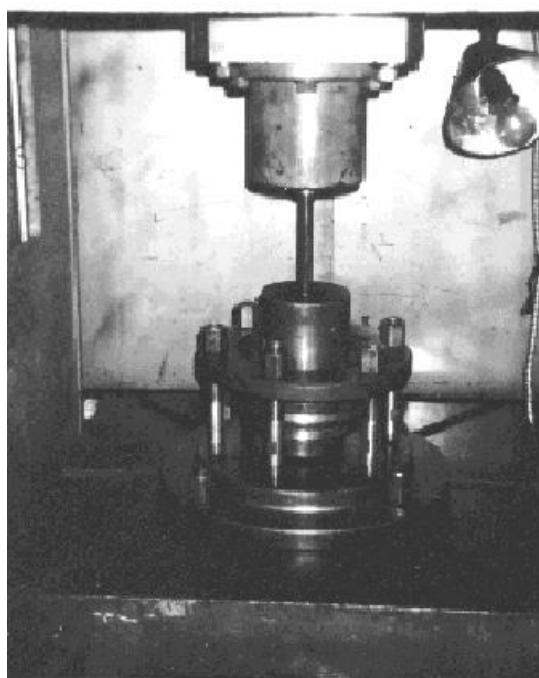
зависимости от угла конуса матрицы показано на рис. 7. Угол конуса влияет на заполнение профиля матрицы. Наилучшее заполнение достигается при малых (10 - 20 градусов) углах матрицы (рис. 7). При углах больше 30 градусов металл преимущественно течет в осевом направлении.



Учитывая результаты полученные численным моделированием, была разработана технология и спроектирована штамповая оснастка для получения стальных т-образных профилей холодным выдавливанием с раздачей из среднеуглеродистой

Рис. 7 – Влияние угла конуса матрицы 2γ на заполнение профиля

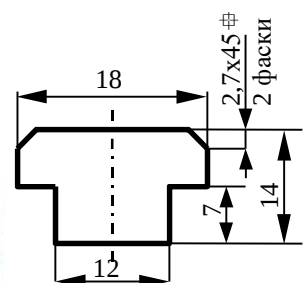
стали. На рис. 8 представлена экспериментальная оснастка для получения данного профиля. Зависимость усилия холодного выдавливания профилей с раздачей показано на рис. 9. Применение выдавливания с раздачей позволило снизить усилие деформирования почти в 2 раза, что в свою очередь приводит к повышению стойкости инструмента и повышает производительность технологического процесса холодного выдавливания профилей.



а)



б)



в)



г)

Рис. 8 – Выдавливание с раздачей т-образного профиля: а – штамп на прессе ДБ2432, б – бандажированная матрица, в – размеры сечения профиля, г – выдавленные профили

Различие между экспериментальным и теоретическим значением максимального усилия холодного выдавливания профиля с раздачей составила 10%. Что позволяет сделать вывод об адекватности предложенной численной модели процесса холодного выдавливания с раздачей.

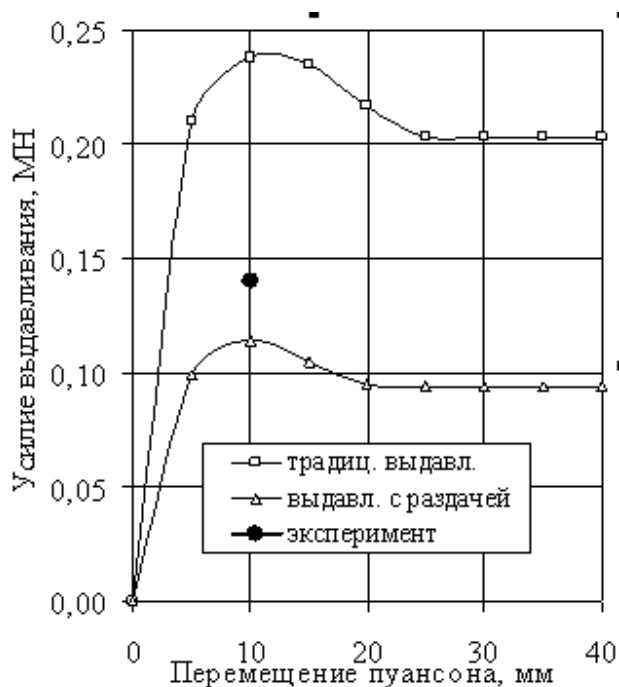


Рис. 9 – Силовые режимы при выдавливании т-образного профиля

Выводы

1. Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований прямого холодного традиционного прямого выдавливания та выдавливания с раздачей профилей из сталей. При выдавливании с раздачей металл имеет возможность одновременно с деформированием по конической поверхности матрицы свободно течь в поперечном направлении, заполняя при этом профиль матрицы.

2. Показано, что прямое выдавливание с раздачей приводит к существенному снижению усилий и удельных усилий выдавливания. При получении прямоугольного профиля диаметр исходной заготовки в 1,4 раза меньше по сравнению с традиционным выдавливанием. Причиной уменьшения усилий является изменение схемы напряженного состояния в очаге деформации, которое приводит к уменьшению по абсолютной величине гидростатического давления.

3. Установлено влияние угла конусности матрицы на усилие выдавливания с раздачей и заполнение прямоугольного профиля матрицы. Минимальное усилие имеет место при угле матрицы 20 градусов. Полное заполнение профиля обеспечивают малые углы матрицы (10 и 20 градусов).

4. Расчетным и экспериментальным путем установлено, что использование прямого выдавливания с раздачей взамен традиционного при

получении т-образного профиля из круглой заготовки приводит к снижению усилия выдавливания в 1,9 раза.

Список использованных источников:

1. Ковка и штамповка : справочник : В 4-х т. Т. 3. Холодная объемная штамповка / М. Г. Амиров [и др.] ; ред. Г. А. Навроцкий. – М.: Машиностроение, 1987. – 384 с.

2. Береснев Б. И. Физические основы и практическое применение гидроэкструзии / Б. И. Береснев, К. И. Езерский, Е. В. Трушин. – М.: Наука, 1981. – 240 с.

3. Гидропрессование инструментальных сталей / Ю. Ф. Черный, В. З. Спусканюк, А. А. Лядская [и др.]. – К. : Техника, 1987. – 217 с.

4. Белошенко В. А. Теория и практика гидроэкструзии / В. А. Белошенко, В. Н. Варюхин, В. З. Спусканюк. – К. : Наук. думка, 2007. – 246 с.

5. А. с. 1738409 СССР, МКИ В 21 j 13/04. Способ выдавливания фасонных изделий / Ю. Ф. Черный, В. Л. Калюжный, В. А. Фоменко, Н. И. Воронин. – Оpubл. в 1992 г., Бюл. № 21.

6. Визначення зусилля прямого холодного видавлювання з роздачею прямокутних профілів / В. Л. Калюжний, О. В. Калюжний, В. М. Горностай, І. Я. Крижанівська // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. / Донбас. гос. машиностроит. акад. – Краматорск, 2009. – № 1 (20). – С. 67–75.

Калюжный В.Л., Горностай В.Н., Запорожченко А.С. «Прямое холодное выдавливание с раздачей профилей из сталей».

Приведены результаты теоретического анализа и экспериментальных исследований процессов традиционного холодного прямого выдавливания и выдавливания с раздачей прямоугольных профилей из сталей. При выдавливании с раздачей достигнуто существенное снижение усилий выдавливания и удельных усилий на деформирующем инструменте.

Ключевые слова: прямое выдавливание, силовые режимы, удельные усилия, угол матрицы, коэффициент раздачи, профили.

Калюжний В.Л., Горностай В.М., Запорожченко А.С. «Пряме холодне видавлювання з роздаванням профілів зі сталей».

Приведені результати теоретичного аналізу й експериментальних досліджень процесів традиційного холодного прямого видавлювання та видавлювання з роздаванням прямокутних профілів зі сталей. При видавлюванні з роздачею досягнуто істотне зниження зусиль видавлювання та питомих зусиль на де формувальному інструменті.

Ключевые слова: прямое выдавливание, силовые режимы, удельные усилия, угол матрицы, коэффициент раздачи, профили.

Kalyuzhnyy V.L., Hornostay V.N., Zaporozhchenko A.S. “Straight cold extrusion with dispensing”

The theoretical analysis and experimental investigation of traditional straight cold extrusion and extrusion with dispensing are presented. The significant dropping of load of extrusion and dropping of specific load on deforming tool are obtained during extrusion with dispensing.

Key words: straight extrusion, load modes, specific load, die angle, dispensing ratio, profile.

Стаття надійшла до редакції 2 грудня 2011 р.

©Калін М.А., Піняєв Ю.В.

РОЗРАХУНОК ОПТИМАЛЬНОГО ВМІСТУ ВУГЛЕЦЮ Й МАРГАНЦЮ В ЕЛЕКТРОДНИХ ПОКРИТТЯХ ІЛЬМЕНІТОВОГО ВИДУ

1. Постановка проблеми

Використання вуглецю в якості розкислювача у зварювальних електродах становить практичний інтерес у зв'язку з його не дефіцитністю. При вивченні можливості використання зв'язаного вуглецю, у вигляді сплаву Fe-C, як розкислювача для електродних покриттів ільменітового виду необхідно враховувати й дію феромарганцю, що міститься в покритті.

2. Постановка завдання досліджень

У дослідних електродах вміст феромарганцю змінювали в межах 15...20 %, а ільменітового концентрату – 30...60 %, при масовій частці чавунного порошку 5, 10 і 15 %.

Для порівняння розкислювальної здатності вуглецю й марганцю в кожному конкретному випадку необхідно розраховувати їхній рівноважний вміст у наплавленому металі, що визначається однаковою залишковою масовою часткою кисню в рідкому залізі, розкисленому цими елементами в момент кристалізації:

$$[\%O]_p^c = [\%O]_p^{Mn} \quad (1)$$

Залишковий вміст марганцю в металі розраховують за рівнянням, наведеним в роботі [1]:

$$[\%Mn] = \frac{(\%MnO)}{K_{Mn}(\%FeO)}, \quad (2)$$

де $(\%MnO)$ і $(\%FeO)$ – масові частки оксидів марганцю й заліза в шлаку, %;

K_{Mn} – константа рівноваги реакції, що розраховується за рівнянням $\lg K_{Mn} = \frac{6440}{\bar{O}} - 2,95$.

Рівноважна концентрація кисню в металі, розкисленому марганцем, визначається за формулою, наведеною в роботі [2]:

$$[\%O]_p^{Mn} = \frac{K'_{Mn}}{[\%Mn]\varphi_o^{Mn}}, \quad (3)$$

де K'_{Mn} – константа рівноваги реакції розкислення, що обчислюється за формулою $\lg K'_{Mn} = -\frac{15065}{\bar{O}} + 6,25$;

φ_o^{Mn} – коефіцієнт активності кисню, розрахований за формулою

$$\lg \varphi_o^{Mn} = e_o^{Mn} [\%Mn].$$

Вуглець, що міститься в краплях електродного металу й перейшов у них із чавунного порошку, окисляється киснем, розчиненим у рідкому залізі або перебуває в ньому у вигляді оксидів, а також при взаємодії металу зі шлаками й кисневмісними газами атмосфери дуги на границі розподілу метал-шлак й метал-газ.

3. Результати досліджень

Для розрахунків рівноважного вмісту кисню в металі, розкисленому вуглецем, у межах вмісту $[C] = 0,02...2\%$ і парціальному тиску CO у газовій фазі рівному атмосферному, використовують вираз, наведений в роботі [1]:

$$[\%O]_p^c = \frac{1}{K_c[\%C]}, \quad (4)$$

де K_c – константа рівноваги реакції окислення вуглецю, що обчислюється за формулою $\lg K_c = \frac{1160}{\bar{O}} + 2,01$.

Підставивши рівняння (3) і (4) в (1) одержимо

$$\frac{1}{K_c[\%C]} = \frac{K'_{Mn}}{[\%Mn]\varphi_o^{Mn}}, \quad (5)$$

звідки рівноважний вміст вуглецю становить

$$[\%C]_p = \frac{[\%Mn]\varphi_o^{Mn}}{K_c K'_{Mn}}. \quad (6)$$

Замінивши $[\%Mn]$ у рівнянні (6) рівнянням (2) одержимо рівноважний вміст вуглецю в наплавленому металі, що залежить від кількості оксидів марганцю й заліза в шлаку:

$$[\%C]_p = \frac{(\%MnO)\varphi_o^{Mn}}{(\%FeO)K_{Mn}K_cK'_{Mn}}. \quad (7)$$

Розрахунок параметрів φ_o^{Mn} , K_{Mn} , K'_{Mn} , K_c у момент кристалізації при температурі 1810 К дає: $\varphi_o^{Mn} = 0,97$; $K_{Mn} = 4,055$; $K'_{Mn} = 0,00845$; $K_c = 519$.

Підставивши значення зазначених параметрів у формулу (7), рівняння для розрахунку рівноважного вмісту вуглецю в наплавленому металі від відношення оксидів марганцю й заліза в шлаку прийме вид

$$[\%C]_p = 0,0545 \frac{(\%MnO)}{(\%FeO)}. \quad (8)$$

У практичних розрахунках складу електродних покриттів зручніше використати компоненти, застосовувані в електродному виробництві. У результаті перерахування оксидів марганцю й заліза в FeMn, що містить 80 % Mn і ільменіт, що містить 40 % Fe одержимо формулу для розрахунку $[\%C]_p$ залежно від вмісту FeMn і ільменіту в покритті електродів з урахуванням коефіцієнта маси покриття K_{Mn}

$$[\%C]_p = 0,137 \frac{(\%FeMn)}{K_{Mn}(\%Iльм)}. \quad (9)$$

Тут FeMn узятий у масових частках 15, 18 і 20 %, як найбільше часто застосовуваних в електродах ільменітового виду.

З огляду на те, що вміст вуглецю в наплавленому металі ільменітових електродів не повинен перевищувати 0,12 %, для розрахунку максимальної кількості чавунного порошку в складі покриття відповідно до роботи [3] одержимо

$$(\%HП)_{\max} = \frac{0,12 - 0,137 \frac{(\%FeMn)}{(\%Iльм)}}{K_{\text{пер}}^c K_{Mn} \frac{[C]_{\text{ч.н.}}}{100}}, \quad (10)$$

де $K_{пер}^c$ – коефіцієнт переходу вуглецю, прийнятий для ільменітових електродів рівним 0,37 [4];

$[C]_{ч.п.}$ – вміст вуглецю в чавунному порошку, %.

Підставивши у формулу (10) конкретні значення $K_{пер}^c = 0,37$; $K_{Mn} = 0,47$; і $[C]_{ч.п.} = 3,5$ % для досліджуваних варіантів електродів, знаходимо розрахункову залежність

$$(\%Ч.П.)_{\max} = \frac{0,12 - 0,137 \frac{(\%FeMn)}{(\%Л.)}}{0,006}. \quad (11)$$

Практичний інтерес представляють аналогічні розрахунки залежно від вмісту марганцю в наплавленому металі при заданій його концентрації.

Вміст FeMn у покритті електродів такий:

$$(\%FeMn) = \frac{[Mn]}{K_{пер}^{Mn} K_{Mn} [Mn]_{FeMn}} \cdot 100, \quad (12)$$

де $K_{пер}^{Mn}$ – коефіцієнт переходу марганцю;

$[Mn]_{FeMn}$ – масова частка марганцю в FeMn.

Вміст $[\%C]_p$ розраховуємо за допомогою виразів (9), (10)

$$[\%C]_p = \frac{13,7[Mn]}{K_{пер}^{Mn} K_{Mn} [Mn]_{FeMn} [\%Льм]}. \quad (13)$$

На підставі численних експериментів нами встановлено, що $K_{пер}^{Mn}$ в електродах ільменітового виду становить у середньому 0,07.

Відповідно до рівняння (13), використовуючи конкретні значення $K_{пер}^{Mn}$, K_{Mn} , $[Mn]_{FeMn}$ одержуємо розрахункову формулу для визначення $[\%C]_p$ електродів дослідної партії

$$[\%C]_p = \frac{5,2[Mn]}{(\%Льм)}. \quad (14)$$

Розрахунок уведення максимально можливих часток чавунного порошку до складу електродного покриття при заданому вмісті $[Mn]$ і дотриманні умови $[\%C] < 0,12$ % проводиться по виразу (11) з використанням формули (13)

$$(\%C.II)_{\max} = \frac{0,12 - \frac{13,7[Mn]}{K_{nep}^{Mn} K_{m.n} (\%Iльм)}}{K_{nep}^c K_{m.n} \frac{[C]_{q,II}}{100}}. \quad (15)$$

З урахуванням всіх параметрів для дослідних електродів

$$(\%C.II)_{\max} = \frac{0,12 - \frac{5,2[Mn]}{(\%Iльм)}}{0,006}. \quad (16)$$

Таким чином, завдяки розрахунковому методу можна встановити оптимальний вміст чавунного порошку в покритті залежно від його окисної здатності, обумовленої вмістом ільменіту при різному уведенні FeMn або заданому вмісті [Mn]. Отримана також можливість обчислення рівноважного вмісту [C] залежно від вмісту ільменіту FeMn у покритті, а також [Mn] у наплавленому металі.

Висновки

Розроблено методику розрахунку рівноважного вмісту [C] і [Mn], що дозволяє визначити максимально припустиму кількість вуглецю у вигляді чавунного порошку в електродних покриттях при різних масових частках ільменіту, FeMn і [Mn].

Список використаних джерел:

1. Меджибожский М. Я. Основы термодинамики и кинетики сталеплавильных процессов / М. Я. Меджибожский. – К.: Донецк : Вища школа, 1986. – 280 с.
2. Казачков Е. А. Расчеты по теории металлургических процессов / Е. А. Казачков. – М.: Металлургия, 1988. – 288 с.
3. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением / под ред. Б.Е. Патона. – М.: Машиностроение, 1974. – 767 с.
4. Ерохин А. А. Основы сварки плавлением / А. А. Ерохин. – М.: Машиностроение, 1973. – 448 с.

Калін М.А., Піняєв Ю.В. «Розрахунок оптимального вмісту вуглецю й марганцю в електродних покриттях ильменітового виду».

Отримана можливість встановити оптимальний вміст чавунного порошку в покритті електродів залежно від його окисної здатності. Отримана також можливість обчислення рівноважного вмісту [C] залежно від вмісту ильменіту і FeMn у покритті, а також [Mn] у наплавленому металі.

Ключові слова: вуглець, чавунний порошок, електрод, ильменіт.

Калин Н.А., Пиняев Ю.В. «Расчет оптимального содержания углерода и марганца в электродных покрытиях ильменитового вида».

Получена возможность установить оптимальное содержание чугунного порошка в покрытии электродов в зависимости от его окислительной способности. Получена также возможность вычисления равновесного содержания [C] в зависимости от содержащего ильменита и FeMn в покрытии, а также [Mn] в наплавленном металле.

Ключевые слова: углерод, чугунный порошок, электрод, ильменит.

Kalin N.A., Pinyaev Y.B. «Calculation of optimal maintenance of carbon and manganese in electrode coverages of ilmenit kind».

Possibility to set optimal maintenance of cast-iron powder in coverage of electrodes depending on its oxidizing ability is got. Possibility of calculation of equal maintenance [C] depending on contained ilmenit and FeMn in coverage, and also [Mn] in a built up metal.

Key words: carbon, cast-iron powder, electrode, ilmenit.

Стаття надійшла до редакції 6 березня 2012 р.

©Кравцов М.К., Оболенська Т.О., Білецька І.В.

СКЛАДАННЯ З'ЄДНАНЬ ІЗ ПРОМІЖНИМИ СЕРЕДОВИЩАМИ

1. Актуальність проблеми

Постійно зростаючі вимоги до статичної і особливо втомної міцності з'єднань з навантаженням призводять до необхідності пошуків нових методів і технологій складання, що відповідають вимогам сучасного рівня розвитку техніки. Тому найбільш раціональний напрям пошуку повинний полягати в знаходженні такого способу з'єднання деталей, який би поєднував в собі простоту і зручність його застосування із забезпеченням високої надійності та довговічності експлуатації вузла.

2. Основний матеріал

Процес скріплення з'єднання відбувається через зменшення посадкового отвору втулки в результаті її охолодження та через збільшення посадкового діаметра валу за рахунок його нагріву. Час скріплення деталей залежить не тільки від теплофізичних властивостей матеріалів покриття і деталей, що сполучаються, але й від величини первинного складального проміжку $\Delta_{сб}$. Це пояснюється тим, що повітряний прошарок між поверхнями, які контактують, має найбільший термічний опір. Тому правильний вибір необхідного складального проміжку при тепловому складанні з'єднань із наявністю на валу в'язкого покриття має визначальне значення для запобігання передчасного скріплення деталей.

Загальне збільшення посадкового діаметра з урахуванням товщини проміжного шару для здійснення складання становитиме:

$$\Delta d = \delta_{\max} + \Delta_{сб} + h$$

де h – товщина нанесеного шару, що приймається як подвоєна величина дисперсності часток композитної суміші;

$\delta_{\max}$ – максимальний натяг.

У зв'язку з тим, що контакт валу з нагрітою втулкою відбувається вже в початковому періоді складання, необхідно ввести деяку поправку в загальне розширення посадкового діаметра втулки, а саме:

$$\Delta d = \delta_{\max} + \Delta_{\text{сб}} + 2(a + \Delta a)$$

де a – дисперсність часток;

Δa – збільшення дисперсності часток у результаті контакту з нагрітою деталлю, що охоплює, при складанні з'єднання, яке може бути визначене наступною залежністю

$$\Delta a = \alpha_{\text{см}} \cdot a \cdot T$$

де $\alpha_{\text{см}}$ – усереднений коефіцієнт теплопровідності суміші

$$\alpha_{\text{см}} = \frac{1}{n} \sum \alpha_i$$

T – температура нагріву втулки, що визначається звичайним розрахунком для теплового складання з'єднань без покриття.

З урахуванням проведеної поправки на збільшення посадкового діаметра втулки необхідна температура її нагріву для вільного складання з валом:

$$T = \frac{\delta_{\max} + \Delta_{\text{сб}} + 2(a + \Delta a)}{\alpha_{\text{см}} \cdot d}$$

Основна частина експериментальних досліджень була виконана на з'єднаннях з посадковим діаметром 40 мм, виготовлених зі сталі 45. Види покриттів, діапазон натягів, кількість з'єднань і температура нагріву втулки приведені в таблиці 1.

Зміну температур деталей після їх з'єднання визначали за допомогою хромель-копельових термопар із записом на 12-му точковому потенціометрі типу ЕПП-09, що має швидкість протягання діаграмного паперу 160 мм/хв. Схема розташування термопар у втулці й на валу показана на рис. 1. Термопари встановлювалися у просвердлінні діаметром 1,2 мм, а для забезпечення

	II	III	IV
--	----	-----	----



крізний паз для виходу термопар 3, які приєднувалися до потенціометра 7 типу ЕПП-09. Нагріта в індукторі 4 втулка 5 із приєднаними термопарами 6 спеціальним захватним пристроєм вільно насаджувалася на вал. Відразу ж після остаточної її посадки на вал, що відповідало упору втулки в азбестову плиту, вмикався секундомір для фіксації моменту скріплення деталей у вузол. Момент «схоплювання» визначався шляхом періодичного зворотного провертання вала на $5-10^\circ$ відносно втулки.

На рис. 3 а, б, в лініями 1, 2, 3 показані зміни (зменшення) температури втулки в часі для з'єднань із різними натягами після введення в отвір нагрітої втулки вала відповідно без покриття (1), з покриттям гліцерином (2) і композитною сумішшю гліцерин + Cu + Sn (3); лініями 1', 2', 3' – те ж для валу після введення його в отвір втулки. При цьому температура валу спочатку різко зростає, потім у процесі утворення натягу з'єднання вирівнюється з температурою втулки. Як видно з графіків, інтенсивність теплообміну суттєво залежить від натягу з'єднання, виду покриття та від температури нагріву втулки, що визначає величину складального проміжку.

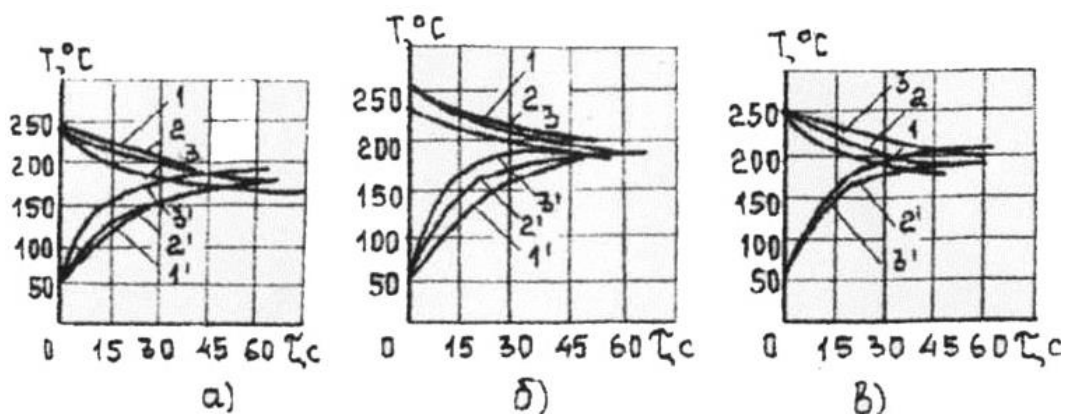


Рис. 3 – Зміна температур деталей з'єднання після складання:

а) при натягу $\delta = 0,015$; б) при натягу $\delta = 0,025$; в) при натягу $\delta = 0,050$

Графіки часу «схоплювання» деталей з'єднання залежно від натягу при початковій температурі втулки 250°C і різних умов складання наведені на рис. 4.

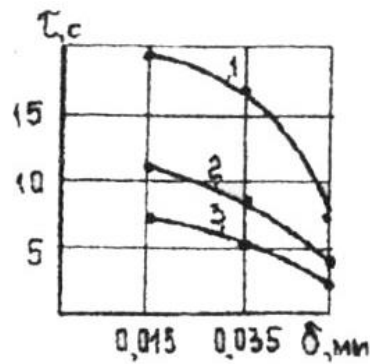


Рис. 4 – Графік часу скріплення деталей від натягу: 1 – без покриття; 2 – з покриттям гліцерином; 3 – з покриттям гліцерин + Cu + Sn

З аналізу наведених графіків виходить, що для забезпечення гарантованого запасу часу вільного складання біля 3-5 с, тобто складання без «схоплювання» в процесі з'єднання деталей з покриттям валу композитною сумішшю, досить мати температуру деталі, що охоплює, на 20-30 °C вище проти теплового складання з'єднань без покриттів.

Висновки

Застосування в якості покриттів композитних сумішей і порошків м'яких і пластичних металів дозволяє, поряд зі збільшенням міцності, зберігати при розпресовуванні необхідну якість сполучених поверхонь, забезпечуючи тим самим багатократне використання деталей. При цьому в результаті фрикційного осадження на сполучуваних поверхнях матеріалу суміші при розпресовуванні з'єднань повторні складання (до 3-х разів) не потребують додаткового нанесення покриттів. Установлено, що при використанні в якості покриття розчину рідкого скла в зоні контакту деталей, після прикладення навантаження відбувається багатоточкове мікрозварювання, що сприяє виникненню підвищеної фрикційності.

Це дозволяє одержати після теплового методу формування особливо міцні з'єднання, що практично не дають відносного зсуву деталей навіть у діапазоні мінімального натягу нерухомих стандартних посадок. Використання композитних сумішей в якості покриттів при складанні з'єднань із натягом значно спрощує технологічний процес їх нанесення в порівнянні з іншими

видами (гальванічні, лакові, клейові та ін.), тому що практично не потребує спеціальної підготовки поверхонь, що сполучаються.

Список використаних джерел:

1. Гречищев Е. С. Соединения с натягом. Расчёты, проектирование, изготовление / Е. С. Гречищев, А. А. Ильяшенко. – М.: Машиностроение, 1981. 240 с.

2. Святуха А.А. Прочность неподвижных соединений узлов шахтных конвейеров, собранных тепловым способом с применением промежуточных сред / А. А. Святуха, В. О. Галета, М. К. Кравцов, В. А. Белостоцкий // Прочность и долговечность горных машин : [сб. статей] / Укр. заоч. политехн. ин-т. – М., 1984. – Вып. 6. – С. 126–132.

3. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение и повышение эксплуатационных свойств деталей и их соединений / А. Г. Суслов, В. П. Фёдоров, О. А. Горленко [и др.] / под общ. ред. А. Г. Суслова. – М.: Машиностроение, 2006. – 448 с.

Кравцов М.К., Оболенська Т.О., Білецька І.В. «Складання з'єднань із проміжними середовищами»

У статті розглядається експериментальне визначення зміни температур деталей, що сполучаються, часу «схоплювання» й оцінка можливості вільного з'єднання деталей.

Ключові слова: з'єднання, середовище, натяг, шар.

Кравцов М.К., Оболенская Т.А., Белецкая И.В. «Собираемость соединений с промежуточными средами»

В статье рассматривается экспериментальное определение изменения температур сопрягаемых деталей, времени «схватывания» и оценка возможности свободного соединения деталей.

Ключевые слова: соединение, среда, натяг, слой.

Kravtsov M.K., Obolenskaya T.A., Beletskaya I.V. “Assembling of joints with intervening mediums”.

In the article the experimental determination of temperatures change of the conjugated components, “setting” time and estimation of possibility of free details connection are examined.

Key words: joint, medium, interference, layer.

Стаття надійшла до редакції 11 травня 2012 р.

©Купріянов О.В.

РОЗРАХУНОК РОЗМІРНОГО ЛАНЦЮГА РАМИ ЗАДНЬОЇ ТРАКТОРА Т-151К З ГАРАНТОВАНИМ ЗНАЧЕННЯМ ПРИДАТНОСТІ ЗАМИКАЛЬНОЇ ЛАНКИ

1. Постановка проблеми

У машинобудуванні традиційно використовується допусковий контроль розмірів ланок розмірного ланцюга. Мається на увазі, що розміри замикальної і складової ланок розмірного ланцюга, що перебувають у певних межах, званих допуском, вважаються придатними, а за цими межами – негідними. Існуючі методи розрахунку розмірних ланцюгів - максимум-мінімум і ймовірнісний – побудовані на принципі допускового контролю. При методі максимум-мінімум допуск замикальної ланки підсумовує допуски складових ланок, при ймовірнісному він трохи більше, з урахуванням того, що випадки одночасного потрапляння в комплект деталей з усіма однобічними граничними значеннями розмірів малоімовірні, і ними можна зневажити.

При допусковому контролі всі складальні одиниці, розмір замикальної ланки яких перебуває в межах допуску, вважаються однаково придатними і їх якість не розрізняється. Це погано з двох причин. По-перше, це не відповідає умовам експлуатації, при яких існує деяке найкраще значення розміру замикальної ланки, що будемо називати оптимальним розміром. По-друге, це не стимулює виробника виготовляти з'єднання з можливо більш вузьким діапазоном значень замикальної ланки. В існуючій системі єдиний шлях поліпшення якості - це зменшити допуск замикальної ланки розмірного ланцюга, що автоматично веде до зменшення допусків на складові ланки. Такий кардинальний крок не завжди виправданий, оскільки систематичні й випадкові похибки виготовлення не дозволяють безмежно зменшувати допуски.

Теоретичні засади нового підходу, що дозволяє поділяти деталі і складальні одиниці на сорти за критерієм наближення до оптимального розміру, найбільш повно викладені в [1].

2. Мета досліджень

Метою дослідження було перевірити на виробничому прикладі підход і формули, що дозволяють аналітично будувати функції спаду придатності розмірів.

3. Основний зміст і результати роботи

3.1. Функція спаду придатності розмірів

Пропонується система контролю, у якій розміри мають не дискретне: 0 або 1, а безперервне значення показника придатності, що збільшується в міру наближення до оптимального розміру. При цьому, залежно від діапазону значень розміру замикальної ланки, зібрані з'єднання й вироби в цілому можуть бути розділені на сорти, що мають різне значення якості й різне значення продажної ціни. Оплата праці робітників може бути також диференційована, залежно від частки виробів кожного сорту. Це дозволить стимулювати виробника безперервно поліпшувати якість, а також розширити збут продукції за рахунок диференційованого підходу до покупців з різними фінансовими можливостями.

З погляду експлуатаційних характеристик виробу вид функції зміни придатності з відхиленням дійсного розміру ланки від оптимального значення може бути різним. Для кількісної оцінки ціни відхилення дійсного розміру від оптимального пропонується використати функцію спаду придатності розмірів $K(x)$, вимоги до якої:

1. Дорівнює 1 у значенні оптимального розміру.
2. Дорівнює 0 у двох гранично припустимих значеннях розміру, меншого e_i і більшого e_s відповідно (це можуть бути границі стандартного поля допуску).

3. У межах припустимих значень змінюється в діапазоні $[0, 1]$.
4. Негативна за межами припустимих значень.

Використання параболи як функція спаду придатності дає криву (рис. 1), по зовнішньому вигляду схожу на нормовану криву вартості одержання деталей з певним діапазоном розмірів. По горизонтальній осі відкладені розміри x у мм, по вертикальній осі безрозмірні значення придатності розмірів $K(x)$. Через математичну простоту, парабола як функція придатності знайде широке застосування. Парабола симетрична, тому недоліком використання її як функція придатності є неможливість зміщати значення оптимального розміру щодо центра припустимих розмірів, тобто завжди $ko = (ei + es) / 2$.

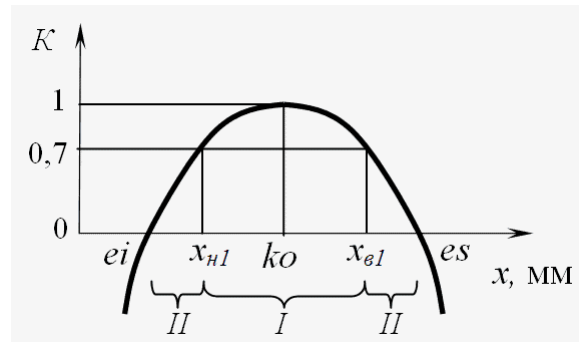


Рис. 1 – Функція спаду придатності – парабола і поділення деталі на два сорти

Значення придатності дійсного розміру, через симетричність рішення для лівої і правої половин, можна записати одним рівнянням:

$$K(x) = 1 - \left(\frac{2x - es - ei}{es - ei} \right)^2. \quad (1)$$

Значення двох розмірів, що відповідають заданій придатності K , визначається за формулою:

$$x(K) = ko \pm \frac{es - ei}{2} \sqrt{1 - K}. \quad (2)$$

Задаючись діапазоном значень придатності, можна визначати відповідний йому діапазон дійсних розмірів. Таким чином, можна ділити деталі на сорти.

Збираючи виріб з деталей певного сорту, можна говорити, що зібраний виріб відповідає певному сорту.

Як приклад на рис. 1 показаний поділ розмірів деталі на два сорти. До сорту I зі значенням придатності $K > 0,7$ відносяться деталі з розмірами від $x_{н1}$ до $x_{в1}$. До сорту II зі значенням гідності $0 < K < 0,7$ відносяться деталі з іншими розмірами в межах допуску $[ei, es]$. При збільшенні обраного граничного значення гідності K діапазон розмірів сорту I $[x_{н1}, x_{в1}]$ звужується, відповідно збільшуючи діапазони розмірів деталей сорту II. Розміри можна ділити й на більшу кількість сортів, але занадто велика їхня кількість недоцільна. Для практичних випадків використовуються 2-3 сорти.

3.2. Описання складальної одиниці й існуючого процесу складання

Рама трактора Т-151К являє собою комплексну конструкцію. Задня її частина складається з таких основних деталей (рис. 2): 1 – труба, 2 – два півкільця, 3 – збірна опора шарніра задня, 4 – кільце проставне, 5 і 7 – втулки горизонтального шарніра, 6 – корпус шарніра. Втулки горизонтального шарніра встановлені в корпус шарніра по посадці з натягом, інші сполучення - із зазором. Під час їзди трактора корпус шарніра з кільцями робить обертальний й частково поступальний рух щодо труби, опора шарніра задня - обертальний.

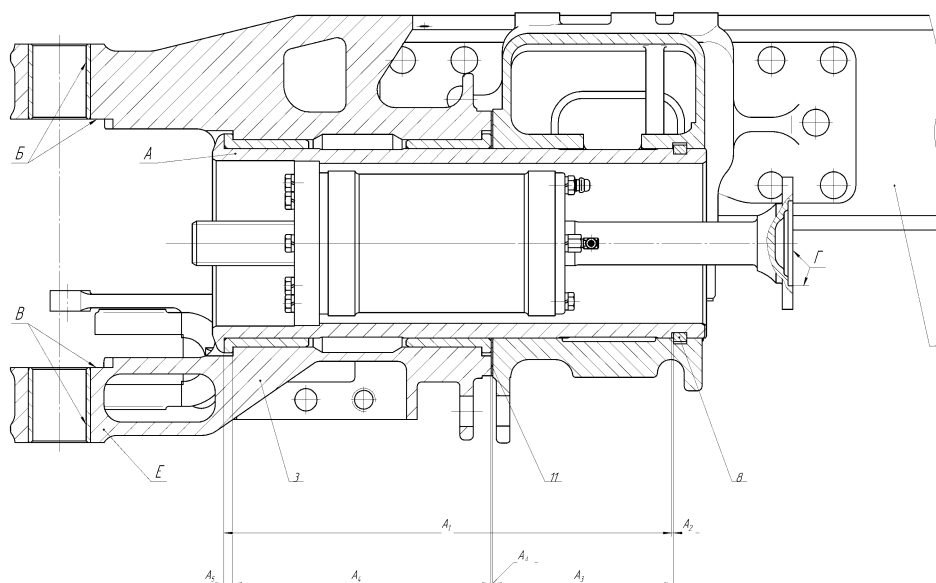


Рис. 2 – Розмірний ланцюг та рама трактора

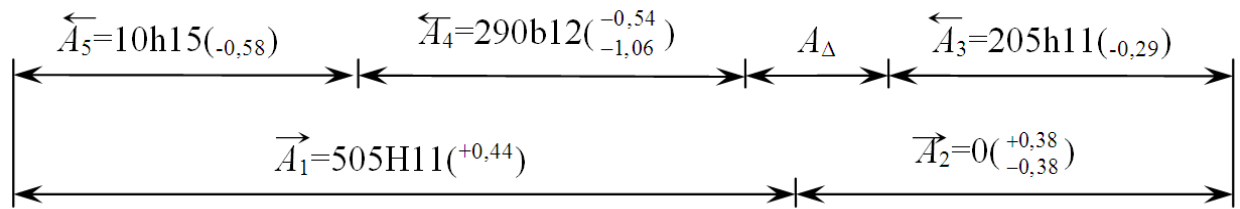
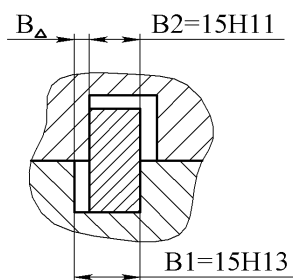


Рис. 0 – Розмірний ланцюг A рами трактора

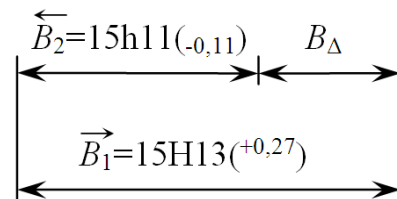
Розмірний ланцюг A рами трактора в осьовому спрямуванні зображений разом з рамою на рис. 2 і окремо на рис 3. Ланки A_1 і A_2 збільшують замикальну ланку, A_3 , A_4 і A_5 – зменшують.

Замикальною ланкою A_Δ є проміжок між опорою шарніра задньої й корпусом шарніра. Цей проміжок дає осьовий люфт між передньою й задньою частинами рами.

Півкільця, опора шарніра задня й труба утворюють розмірний ланцюг B (рис. 4а, 4б) з підсумковим проміжком B_Δ . Допуск проміжку, розрахований способом максимум-мінімум, дорівнює $B_\Delta = 0^{+0,38}$. Цей проміжок може створюватися при переміщенні опори шарніра як в одну, так і в іншу сторону. Тому він входить у загальний розмірний ланцюг A подвоєною величиною, $A_2 = 2B_\Delta = 0^{+0,38}_{-0,38}$.



а)



б)

Рис. 4 – Розмірний ланцюг B для півкільця

3.3. Традиційний розрахунок розмірного ланцюга

Рішення зворотного (перевірочного) завдання способом максимум-мінімум для розмірного ланцюга A зведемо в таблицю 1. Відхилення для ланок, що збільшують, запишемо зі своїми знаками, для тих що зменшують – у

протилежні графи із протилежними знаками (колонки 4 і 5). Граничні відхилення замикальної ланки визначаються підсумовуванням граничних відхилень складових ланок зі своїми знаками. При традиційному розрахунку методом максимум-мінімум замикальна ланка $A_{\Delta} = 0 \begin{pmatrix} +2,75 \\ +0,16 \end{pmatrix}$.

Таблиця 1 – Розрахунок розмірного ланцюга А способом максимум-мінімум

№ ланки	Характеристика ланки	Номінальний розмір A , мм	Граничні відхилення, мм		Координата середини поля допуску Δ_o , мм	Допуск T , мм
			верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм		
1	2	3	4	5	6	7
1	Що збільшує	505	0,44	0	0,22	0,44
2	Що збільшує	0	0,38	-0,38	0	0,76
3	Що зменшує	205	0,29	0	0,145	0,29
4	Що зменшує	290	1,06	0,54	0,8	0,52
5	Що зменшує	10	0,58	0	0,29	0,58
Δ	Замикальне	0	2,75	0,16	1,455	2,59

Рішення зворотного (перевірочного) завдання ймовірнісним способом для розмірного ланцюга A зведемо в таблицю 2. При традиційному розрахунку ймовірнісним способом замикальна ланка $A_{\Delta} = 0 \begin{pmatrix} +2,06 \\ +0,85 \end{pmatrix}$.

Оскільки при розрахунку ймовірнісним способом не змінювали допуски складових ланок, то допуск замикальної ланки виявився наполовину меншим, ніж отриманий способом максимум-мінімум. При цьому для деякої кількості (0,27%) вузлів замикальна ланка буде мати розміри за межами цього допуску.

3.4. Розрахунок розмірного ланцюга з гарантованим значенням придатності

Виконаємо розрахунок розмірного ланцюга з гарантованим значенням придатності складових і замикальної ланки. Розрахунок проведемо способом максимум-мінімум і ймовірнісним.

Таблиця 2 – Розрахунок розмірного ланцюга A імовірнісним способом

№ ланки	Характеристика ланки	Номинальний розмір A , мм	Граничні відхилення, мм		Координата середини поля допуску $\Delta_{про}$, мм	Допуск T , мм	Квадрат допуску T^2 , мм ²
			верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм			
1	2	3	4	5	6	7	8
1	Що збільшує	505	0,44	0	0,22	0,44	0,1936
2	Що збільшує	0	0,38	-0,38	0	0,76	0,5776
3	Що зменшує	205	0,29	0	0,145	0,29	0,0841
4	Що зменшує	290	1,06	0,54	0,8	0,52	0,2704
5	Що зменшує	10	0,58	0	0,29	0,58	0,3364
Δ	Замикаюче	0	2,06	0,85	1,455	1,209	1,4621

Прийmemo функцією придатності параболу (1), значення якої дорівнюють нулю в точках граничних відхилень ланок. Парабола симетрична, тому значення оптимального розміру симетрично щодо центра припустимих розмірів, і збігається із серединою поля допуску (колонка 5 таблиць 3 – 6).

Поділимо деталі на три сорти виходячи із близькості до оптимального розміру. Для деталей I сорту задамося значенням придатності $K > 0,8$; другого сорту $K > 0,5$. Деталі, що не потрапили в I і II сорт, відповідають III сорту.

Розрахунок розмірного ланцюга A с гарантованим значенням придатності $K = 0,8$ способом максимум-мінімум зведемо в таблицю 3. Отримані за формулою (2) граничні значення розмірів для деталей I сорту наведені в колонках 6 і 7. Оскільки значення розмірів виходять неокругленими, що незручно для проведення вимірів в умовах виробництва, то вони округлялися в найближчу сторону до значення, кратного 0,01 мм. У колонці 8 наведені значення допуску для деталей I сорту.

Граничні відхилення замикальної ланки при розрахунку способом максимум-мінімум визначаються підсумовуванням граничних відхилень складових ланок зі своїми знаками. При використанні деталей I сорту й розрахунку методом максимум-мінімум замикальна ланка $A_{\Delta} = 0 \begin{pmatrix} +2,03 \\ +0,88 \end{pmatrix}$.

Таблиця 3 – Розрахунок розмірного ланцюга А з гарантованим значенням придатності $K = 0,8$ способом максимум-мінімум

№ лан-ки	Номі-нальний розмір A , мм	Граничні відхилення ланок, мм		Значення оптималь-ного розміру k_0 , мм	Граничні відхилення при $K=0,8$; I сорт, мм		Допуск T^I , I сорт, мм
		верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм		верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм	
1	2	3	4	5	6	7	8
1	505	0,44	0	0,22	0,32	0,12	0,20
2	0	0,38	-0,38	0	0,17	-0,17	0,34
3	205	0,29	0	0,145	0,21	0,08	0,13
4	290	1,06	0,54	0,8	0,92	0,68	0,23
5	10	0,58	0	0,29	0,42	0,16	0,26
Δ	0	2,75	0,16	1,455	2,03	0,88	1,16

Розрахунок розмірного ланцюга A з гарантованим значенням придатності $K = 0,5$ способом максимум-мінімум зведемо в таблицю 4. При використанні деталей II сорту й розрахунку методом максимум-мінімум замикальна ланка $A_\Delta = 0 \begin{pmatrix} +2,37 \\ +0,54 \end{pmatrix}$.

Таблиця 4 – Розрахунок розмірного ланцюга А з гарантованим значенням придатності $K = 0,5$ способом максимум-мінімум

№ лан-ки	Номі-нальний розмір A , мм	Граничні відхилення ланок, мм		Значення оптималь-ного розміру k_0 , мм	Граничні відхилення при $K=0,5$; II сорт, мм		Допуск T^{II} , II сорт, мм
		верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм		верхнє, es^{II} , мм	нижнє, ei^{II} , мм	
1	2	3	4	5	6	7	8
1	505	0,44	0	0,22	0,38	0,06	0,31
2	0	0,38	-0,38	0	0,27	-0,27	0,54
3	205	0,29	0	0,145	0,25	0,04	0,21
4	290	1,06	0,54	0,8	0,98	0,62	0,37
5	10	0,58	0	0,29	0,50	0,08	0,41
Δ	0	2,75	0,16	1,455	2,37	0,54	1,83

Розрахунок зворотного (перевірочного) завдання ймовірнісним способом розмірного ланцюга A з гарантованим значенням придатності $K = 0,8$ зведемо в

таблицю 5. При ймовірнісному способі розрахунку з гарантованим значенням придатності $K=0,8$ замикальна ланка $A_{\Delta} = 0 \begin{pmatrix} +1,725 \\ +1,185 \end{pmatrix}$.

Таблиця 5 – Розрахунок розмірного ланцюга A з гарантованим значенням придатності $K = 0,8$ імовірнісним способом

№ ланки	Номинальний розмір A , мм	Граничні відхилення ланок, мм		Значення оптимального розміру k_0 , мм	Граничні відхилення при $K=0,8$; I сорт, мм		Допуск T^I , I сорт, мм	Квадрат допуску, $мм^2$
		верхнє, e_s , мм	нижнє, e_i , мм		верхнє, e_s , мм	нижнє, e_i , мм		
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	505	0,44	0	0,22	0,32	0,12	0,20	0,03872
2	0	0,38	-0,38	0	0,17	-0,17	0,34	0,11552
3	205	0,29	0	0,145	0,21	0,08	0,13	0,01682
4	290	1,06	0,54	0,8	0,92	0,68	0,23	0,05408
5	10	0,58	0	0,29	0,42	0,16	0,26	0,06728
Δ	0	2,75	0,16	1,455	1,725	1,185	0,54	0,29242

Розрахунок зворотного (перевірочного) завдання ймовірнісним способом розмірного ланцюга A з гарантованим значенням придатності $K = 0,5$ зведемо в таблицю 6. При ймовірнісному способі розрахунку з гарантованим значенням придатності $K = 0,5$ замикальна ланка $A_{\Delta} = 0 \begin{pmatrix} +1,883 \\ +1,027 \end{pmatrix}$.

Для наочності й зручності порівняння, результати розрахунку розмірного ланцюга з гарантованим значенням придатності способом максимум-мінімум зведені в таблицю 7, імовірнісним способом – у таблицю 8.

Допуск замикального розміру при способі максимум-мінімум для деталей I сорту $T_{\Delta}^I = 1,15$ мм, II сорту $T_{\Delta}^{II} = 1,83$ мм, III сорту $T_{\Delta}^{III} = 2,59$ мм. III сорт відповідає граничним розмірам при традиційному розрахунку.

Допуск замикального розміру при ймовірнісному способі розрахунку для деталей I сорту $T_{\Delta}^I = 0,54$ мм, II сорту $T_{\Delta}^{II} = 0,86$ мм, III сорту $T_{\Delta}^{III} = 1,21$ мм. III сорт відповідає граничним розмірам при традиційному розрахунку.

Таблиця 6 – Розрахунок розмірного ланцюга А з гарантованим значенням придатності $K = 0,5$ ймовірнісним способом

№ лан-ки	Номі-наль-ний розмір A , мм	Граничні відхилення ланок, мм		Значен-ня опти-маль-ного розміру k_0 , мм	Граничні відхилення при $K=0,5$; II сорт, мм		Допуск T_{II}^I , II сорт, мм	Квадрат допуску, $мм^2$
		верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм		верхнє, es^{II} , мм	нижнє, ei^{II} , мм		
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	505	0,44	0	0,22	0,38	0,06	0,31	0,0968
2	0	0,38	-0,38	0	0,27	-0,27	0,54	0,2888
3	205	0,29	0	0,145	0,25	0,04	0,21	0,04205
4	290	1,06	0,54	0,8	0,98	0,62	0,37	0,1352
5	10	0,58	0	0,29	0,50	0,08	0,41	0,1682
Δ	0	2,75	0,16	1,455	1,883	1,027	0,86	0,73105

Таблиця 7 – Результати розрахунку розмірного ланцюга А з гарантованим значенням придатності способом максимум-мінімум

№ лан-ки	Номі-наль-ний розмір A , мм	Граничні відхилення при $K=0,8$; I сорт, мм		Граничні відхилення при $K=0,5$; II сорт, мм		Граничні відхилення ланок, III сорт, мм	
		верхнє, es^I , мм	нижнє, ei^I , мм	верхнє, es^{II} , мм	нижнє, ei^{II} , мм	верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм
1	2	3	4	5	6	7	8
1	505	0,32	0,12	0,38	0,06	0,44	0
2	0	0,17	-0,17	0,27	-0,27	0,38	-0,38
3	205	0,21	0,08	0,25	0,04	0,29	0
4	290	0,92	0,68	0,98	0,62	1,06	0,54
5	10	0,42	0,16	0,50	0,08	0,58	0
Δ	0	2,03	0,88	2,37	0,54	2,75	0,16

При складанні рами трактора, при величині проміжку понад 2 мм встановлюється кільце проставне товщиною 2 мм, для чого здійснюється часткове розбирання. Таким чином, у заводських умовах використовується складання з компенсатором, що є нетехнологічним.

Складання виробу з деталей I сорту дозволяє підвищити точність замикальної ланки настільки, що проміжку понад 2 мм у розглянутому

розмірному ланцюзі бути не повинно. Відповідно підвищується точність складання й не застосовується деталь-компенсатор.

Таблиця 8 – Результати розрахунку розмірного ланцюга А з гарантованим значенням придатності ймовірнісним способом

№ лан-ки	Номі-наль-ний розмір А, мм	Граничні відхилення при $K=0,8$; I сорт, мм		Граничні відхилення при $K=0,5$; II сорт, мм		Граничні відхилення ланок, III сорт, мм	
		верхнє, es^I , мм	нижнє, ei^I , мм	верхнє, es^{II} , мм	нижнє, ei^{II} , мм	верхнє, es , мм	нижнє, ei , мм
1	2	3	4	5	6	7	8
1	505	0,32	0,12	0,38	0,06	0,44	0
2	0	0,17	-0,17	0,27	-0,27	0,38	-0,38
3	205	0,21	0,08	0,25	0,04	0,29	0
4	290	0,92	0,68	0,98	0,62	1,06	0,54
5	10	0,42	0,16	0,50	0,08	0,58	0
Δ	0	1,725	1,185	1,883	1,027	2,06	0,85

Висновки

1. Рама трактора Т-151К становить комплексну конструкцію, в якій передбачені рухи оберту задньої і передньої половин навколо вісі. Внаслідок похибок ланок, що входять у розмірний ланцюг, утворюється зазор між опорою шарніра задньою і корпусом шарніра. При традиційному розрахунку методом максимум-мінімум його величина дорівнює $A_{\Delta} = 0 \begin{pmatrix} +2,75 \\ +0,16 \end{pmatrix}$.

2. При значній величині проміжку у процесі експлуатації корпус шарніра разом із втулками схильний до вісьових переміщень, що спричиняють удари торців деталей. Тому при величині проміжку більш 2 мм встановлюється додаткове кільце, для чого виконується часткове розбирання вузла.

3. Застосування функції спаду придатності у виді параболи дозволило поділити деталі на сорти. При цьому для першого сорту величина проміжку дорівнює $A_{\Delta} = 0 \begin{pmatrix} +2,03 \\ +0,88 \end{pmatrix}$, що практично унеможливорює великі величини проміжків.

4. Розрахунки розмірної ланки ймовірностним способом показали, що при розрахунку з гарантованим значенням придатності допуск проміжку зменшується з 1,21 мм до 0,54 мм для першого сорту.

5. Розрахунок розмірного ланцюга рами трактора Т-150К на практиці довів можливість проводити розрахунки розмірних ланцюгів з гарантованим значенням придатності як способом максимум-мінімум, так і ймовірностним.

Список використаних джерел:

1. Куприянов А. В. Функция убыли годности размеров / А. В. Куприянов, Н. Ю. Ламнауэр // Прогресивні технології і системи машинобудування: міжнар. зб. наук. пр. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – Вип. 41. – С. 176–182.

Купріянов О.В. «Розрахунок розмірного ланцюга рами задньої трактора Т-151К з гарантованим значенням гідності замикаючої ланки».

У роботі досліджений новий для машинобудування підхід підвищення точності замикаючої ланки розмірного ланцюга, заснований на поділі деталей на сорти за критерієм близькості розмірів до оптимального. Підхід перевірений при розрахунку розмірного ланцюга рами задньої трактора Т-151К способами максимум-мінімум і імовірнісним, наведені результати розрахунку в порівнянні до традиційної методики.

Ключові слова: технологія, якість, контроль, розмірний ланцюг, сортування деталей на сорти, функція спаду придатності розмірів.

Куприянов А.В. «Расчет размерной цепи рамы задней трактора Т-151К с гарантированным значением годности замыкающего звена».

В работе исследован новый для машиностроения подход повышения точности замыкающего звена размерной цепи, основанный на делении деталей на сорта по критерию близости размеров к оптимальному. Подход проверен при расчете размерной цепи рамы задней трактора Т-151К способами

максимум-минимум и вероятностным, приведены результаты расчета в сравнении с традиционной методикой.

Ключевые слова: технология, качество, контроль, размерная цепь, сортировка деталей на сорта, функция убыли годности размеров.

Kupriyanov A.V. «Calculation of size chain of backside cradle of the tractor T-151K with the assured value of conformance of locking link».

In work explored new for mechanical engineering approach of increase of precision of size chain locking link, based on the dividing of details on sorts on the criteria of closeness of sizes to optimum one. Approach is use-proven at the calculation of size chain of backside cradle of the tractor T-151K using maximum-minimum and probabilistic methods, results of calculation in comparison to the traditional method is shown.

Key words: technology, quality, control, dimension chain, grading parts into sorts, function of usability of dimensions.

Стаття надійшла до редакції 19 квітня 2012 р.

©Лазаренко В.И., Оболенская Т.А., Мороз Т.В.

БЛОКИРУЮЩИЙ АВТОМАТИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА ИЗДЕЛИЙ

1. Постановка задачи

В высоко автоматизированном производстве стремятся совместить в одном контрольном агрегате функции отсева дефектных изделий и предотвращения появления массового брака. С этой целью автоматическое контрольное устройство располагают непосредственно вслед за рабочими органами по формообразованию изделий внутри автоматической линии. Контрольное устройство обеспечивает проверку всех сходящих с линии изделий, отсеивает дефектные изделия и, будучи соединено со специальным блокирующим устройством, останавливает линию, если доля дефектности в изготовленной продукции слишком велика. Остановленная линия должна быть осмотрена и при обнаружении причины разладки подналажена. Остановка линии вызывает некоторое снижение производительности, и если ее осуществлять при обнаружении контрольным устройством первого дефектного изделия, то возникающие простои линии могут не оправдаться экономией от уменьшения доли брака в продукции. С другой стороны, можно установить и такое правило блокировки (остановки линии), что будут чрезмерными убытки от изготовления дефектных изделий.

Таким образом, возникает задача расчета правила оптимальной блокировки автоматической линии, с тем чтобы суммарные потери от остановок линии и производства дефектных изделий были в среднем наименьшими.

2. Анализ исследований

Обычно в расчетах наибольший интерес представляли условия, обеспечивающие максимальную производительность автоматической линии.

Правило блокировки считалось оптимальным, если доля утеранных вследствие кростов и браке изделий оказывались минимальной.

3. Основной материал

Для расчета оптимального правила необходимо изучить процесс изготовления изделий весьма подробно. В частности, надо знать, какие величины ε возникают при разладке процесса и каким образом в дальнейшем протекает их изменение. Обычно такие сведения отсутствуют, и приходится устанавливать правило хотя и не оптимальное, но все же предохраняющее от слишком больших потерь.

Основой дальнейших вычислений служит предположение, что после возникновения разладки вероятность ε появления дефектного изделия остается в течении дальнейшего хода процесса неизменной. Однако величина ε будет рассматриваться как случайная. Это значит, что нельзя заранее однозначно предсказать вероятность возникновения брака при появлении разладки. Такое представление о величине ε для большинства практических случаев ближе к действительности. Заметим только, что для задач приемочного контроля случайность величины ε имеет гораздо менее осязаемое значение, чем для задачи, рассматриваемой нами здесь.

Путем наблюдения сравнительно просто определить среднее время работы линии до возникновения разладки, а также среднее время, затрачиваемое на подналадку автоматической линии. Поэтому при расчетах будем предполагать, что известны именно эти величины.

Рассмотрим случай. Известны T_a – математическое ожидание времени работы линии до возникновения разладки, T_o – среднее время, затрачиваемое на подналадку. Линия останавливается для подналадки, если контрольное устройство обнаружило подряд r дефектных изделий. Требуется установить правило для выбора числа r в зависимости от величины T_a и T_o . при этом предполагается, что до возникновения разладки вероятность появления дефектного изделия $\xi_0=0$.

Пусть τ – время работы линии до возникновения разладки, o – время, затрачиваемое на подналадку линии. Обозначим

$$\tau_s = \tau + o \quad (1)$$

и назовем величину τ_s длительностью цикла работы линии. Математическое ожидание длительности цикла

$$T_s = E_{(\tau)} + E_{(0)} = T_a + T_o$$

Если обозначить через η часовую производительность в штуках изделий, то очевидно, что произведение $\eta \cdot T_o$ дает математическое ожидание числа изделий, утерянных за время одного цикла работы линии. С другой стороны, произведение $\eta \cdot (T_a + T_o)$ равно математическому ожиданию числа изделий, которые могли бы быть изготовлены за время цикла, если бы не было остановки.

Отношение математического ожидания числа потерянных за цикл работы изделий к математическому ожиданию числа изделий, которые могли бы быть выполнены за этот цикл, будем называть величиной *удельных потерь*. Обозначим эту величину через u . Таким образом, получим

$$u_1 = \frac{T_{o\eta}}{(T_a + T_o)\eta} = \frac{T_o}{T_a + T_o}.$$

В равенстве (1) содержится предположение, что линия останавливается сразу, как только возникает разладка. Мы могли бы рассмотреть и другой крайний случай. Когда линия при возникновении разладки вообще не останавливается. Если вероятность появления дефектного изделия при разладке будет равна ξ , то в среднем за время изготовления M изделий появится $M\xi$ дефектных. Поэтому удельные потери составят здесь

$$u_2 = \frac{M\xi}{M} = \xi$$

При каждой разладке относительно автоматической линии может быть принято одно из двух решений. Первое решение – остановить линию; обозначим его через d_1 . Принятие решения d_1 приведет к удельной потере производительности, равной u_1 . Второе решение – продолжить работу линии; обозначим его через d_2 . Принятие решения d_2 приведет к удельной потере производительности, равной u_2 . Очевидно, что решение d_1 будет выгоднее решения d_2 , когда $u_1 < u_2$. В идеале

блокировку линии следовало бы устроить так, чтобы при $u_2 < u_1$ линия работала, а при $u_2 > u_1$ линия останавливалась для подналадки.

Обозначим через $u(\xi)$ величину потерь от простоев и изготовления дефектных изделий, тогда при идеально устроенной блокировке потери составят

$$\left. \begin{aligned} u_0(\xi) &= \xi \quad \text{дл} \quad \xi < \frac{T_o}{T_a + T_o} \\ u_0(\xi) &= \frac{T_o}{T_a + T_o} \quad \text{дл} \quad \xi > \frac{T_o}{T_a + T_o} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Величину

$$\xi_{\text{кp}} = \frac{T_o}{T_a + T_o} \quad (3)$$

будем называть *критической вероятностью* появления брака. Согласно (2), при $\xi > \xi_{\text{кp}}$ целесообразно остановить линию для подналадки. При $\xi < \xi_{\text{кp}}$ целесообразно продолжить работу линии.

Кривую потерь $u_o(\xi)$, заданную аналитически формулой (2) и изображенную на рис. 1 будем называть *идеальной характеристикой потерь*, так как она соответствует случаю, когда решение о продолжении работы линии принимается безошибочно.

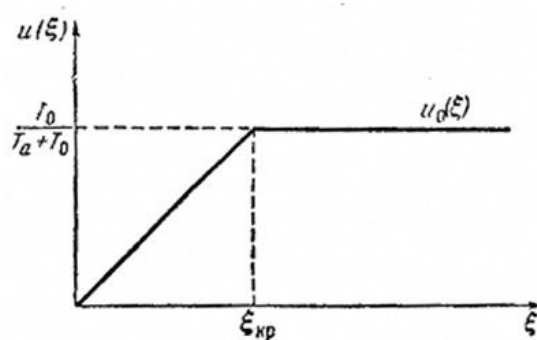


Рис. 1 – Идеальная характеристика потерь

В реальных условиях работы линии мы не имеем возможности безошибочно судить о величине ξ . Поэтому и решения о подналадке линии принимаются нами с ошибками. В одних случаях работа линии будет продолжена, когда $\xi > \xi_{\text{кp}}$, в других линия будет остановлена, хотя $\xi < \xi_{\text{кp}}$

Поэтому при любом ξ действительные потери всегда будут больше идеальных, заданных формулой (2). Выбор числа r для обеспечения оптимальных условий блокировки, естественно, определяется стремлением приблизить реальные потери производительности к идеальной характеристике потерь.

Введем для рассматриваемой нами задачи понятие реальной характеристики потерь. При учете времени от момента разладки до момента ее обнаружения и остановки линии цикл работы будет состоять из трех слагаемых: времени до разладки τ , времени от разладки до остановки τ_p и времени простоя o . Соответственно

$$\tau_s = \tau + \tau_p + o \quad (4)$$

Вычисляя математическое ожидание, получим

$$E(\tau_s) = T_a + T_p + T_0; \quad E(\tau_p) = T_p.$$

Математическое ожидание числа изделий, потерянных за цикл работы, составит $T_0\eta + T_p\eta\xi = T_0\eta + M_\xi\xi$, где $M_\xi = T_p\eta$

Отсюда следует, что удельные потери равны

$$u(\xi) = \frac{T_0\eta + M_\xi\xi}{T_a\eta + T_0\eta + M_\epsilon} \quad (5)$$

Для вычисления величины $M_\xi = T_p\eta$, которая характеризует число изделий, выполненных с момента разладки до остановки линии, нам понадобятся некоторые результаты, относящиеся к теории серий случайных событий.

Определение. (Серия событий.) Допустим, что осуществляется последовательность опытов, причем в каждом из них может реализоваться либо событие A , либо событие $\bar{A}$. Тогда результаты опытов в последовательности их появления могут быть записаны как

$$\bar{A} A A A \bar{A} \bar{A} \bar{A} A A A \bar{A} A \bar{A} \bar{A} A \bar{A}$$

Последовательность, состоящая из v рядом стоящих букв A , называется серий событий A длиной v . В записанной нами последовательности событий A и $\bar{A}$ серия событий A длиной $v=1$ наступает первый раз при втором опыте, серия длиной $v=2$ – при третьем опыте, серия длиной $v=3$ – при девятом опыте.

В процессе изготовления каждого изделия может иметь место либо событие B , «изделие брак», либо событие $\bar{A}$, «изделие годное». Обнаружению контрольным устройством подряд r дефектных изделий соответствует появление серии событий B длиной $\nu=r$. Остановка линии будет осуществлена при появлении первой такой серии начиная с момента разладки.

Рассмотрим случай. Пусть выполняется последовательность опытом, причем с вероятностью ξ в каждом опыте осуществляется событие A , когда математическое ожидание числа μ опытов до первого появления серии событий A длиной r задается формулой

$$E(\mu) = \frac{1 - \xi^r}{(1 - \xi)\xi^r} \quad (6)$$

Применяя формулу (6) к нашей задаче, получим

$$M_\xi = \frac{1 - \xi^r}{(1 - \xi)\xi^r} \quad (7)$$

Формулы (5), (7) задают реальную характеристику потерь при сделанных в условии задачи предположениях. Близость реальной характеристики потерь к идеальной, заданной формулой (2) будет зависеть от числа r .

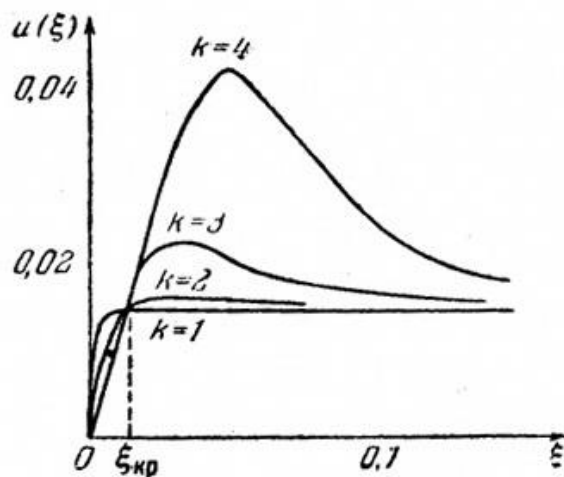


Рис. 2 – Реальные и идеальные характеристики потерь при $\xi_{кр}=0,016$

Как видно из рис. 2, при относительно больших r кривые реальных и идеальных потерь близки при малых ξ и существенно разнятся при больших ξ . При малых числах r картина изменится: обе кривые потерь будут близки при

больших ξ и будут сильно расходиться при малых ξ . Если было бы заранее известно, что при разладке величины $\xi < \xi_{кр}$ встречается чаще, чем $\xi > \xi_{кр}$, то имело бы смысл выбрать r большим. Наоборот, если $\xi > \xi_{кр}$ встречаются чаще, чем $\xi < \xi_{кр}$, то имело бы смысл выбрать r малым. Однако в рассматриваемом случае мы не располагаем какими бы то ни было сведениями относительно величины ξ . Учитывая это, разумно выбрать такое число r , чтобы при любом возможном ξ потери не были чрезмерными. Для построения соответствующего принципа выбора числа r рассмотрим разность $\Delta u(\xi) = u(\xi) - u_0(\xi)$.

Величина Δu показывает превышение реальных потерь над идеальными, иначе говоря, это тот проигрыш, который возникает за счет ошибочного выбора одного из решений d_1 или d_2 . при изменении ξ величина $\Delta u(\xi)$ меняется от нуля (рис. 2) до некоторого максимума, и затем снова до нуля. Заметим, что при этом $\Delta u(\xi)$ оказывается равным нулю в трех точках: при $\xi=0$, $\xi=\xi_{кр}$ и $\xi=1$. проигрыш за счет ошибок в выборе одного из решений d_1 , d_2 будет наибольшим при ξ , обращающем $\Delta u(\xi)$ в максимум. Обозначим этот максимум через

$$\max_{\xi} \Delta u(\xi)$$

Для каждого r величина $\max \Delta u(\xi)$ будет различной. Так, например, для характеристик потерь, изображенных на рис. 2 имеем следующие величины

$$\begin{aligned} \max_{\xi} \Delta u(\xi): \quad & \text{при } r=1 \quad \max_{\xi} \Delta u(\xi) = 0,0120, \\ & \text{при } r=2 \quad \max_{\xi} \Delta u(\xi) = 0,0026, \\ & \text{при } r=3 \quad \max_{\xi} \Delta u(\xi) = 0,0081, \end{aligned}$$

Для того чтобы потери не были чрезмерными, желательно выбрать такое r , чтобы среди всех возможных величин $\max_{\xi} \Delta u(\xi)$ получить наименьшую.

Обозначим ее через $\min_r \max_{\xi} \Delta u(\xi)$. Для данных рис. 2 величина $\min_r \max_{\xi} \Delta u(\xi)$

достигается при $r=2$. Поэтому линию следует останавливать для подналадки при обнаружении подряд двух дефектных изделий.

Сформулированный здесь принцип определения числа r называется *правилом минимакса*. Аналогичное правило может быть сформулировано для любых видов испытаний, когда при каждом из них может быть принято одно из конкурирующих решений, причем любое решение влечет за собой некоторые потери или выигрыш. В частности, его можно указать и для приемочного выборочного контроля. Правило минимакса имеет смысл только в случае весьма ограниченных сведений о состоянии процесса. В нашей задаче оно потеряло бы смысл, если бы мы располагали сведениями о вероятностях появления тех или иных значений величины ξ .

Выводы

Изложенный способ решения задачи о выборе правил блокировки автоматической линии ограничен по своей применимости. В частности, он не пригоден при наличии постоянно действующих причин. Если $\xi_0 > 0$, то остановки линии будут происходить и при отсутствии разладки, так как серии событий B длиной r могут иметь место и при нормальном ходе процесса. Это приведет к быстрому росту реальных потерь, и применение правила серий окажется нецелесообразным. В этом случае больший эффект может дать использование скользящих сумм чисел дефектных изделий. На практике, однако, блокировка линий на основе правила серий находит наибольшее применение, так как она не требует сколько-нибудь сложных счетных устройств. Способ подсчета числа r , приведенный выше будет давать практически удовлетворительные результаты, если $\xi_0 = 0$.

Список использованных источников:

1. Артоболевский С. И. Методы расчета выпускной способности рабочих машин / С. И. Артоболевский. – М. : Машгиз, 1972. – 131 с.
2. Герасимов, А. Г. Технологические основы построения систем на сборочных позициях в автоматизированном производстве : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / А. Г. Герасимов. – Куйбышев : [б. и.], 1988. – 33 с.

3. Кольман-Иванов Э. Э. Машины-автоматы и автоматические линии химических производств : учеб. пособие / Э. Э. Кольман-Иванов, Ю. И. Гусев. – М. : МГУИЭ, 2003. – 490 с. : ил.

4. Вентцель Е. С. Теория вероятностей и ее инженерные приложения / Е. С. Вентцель, Л. А. Овчаров. – 2-е изд., стер. – М.: Высш. шк., 2000. – 480 с.

Лазаренко В.И., Оболенская Т.А., Мороз Т.В. «Блокирующий автоматический контроль качества изделий».

В статье рассмотрены вопросы автоматического контроля изделий в одном контрольном агрегате, который выполняет функции отсева дефектных изделий и превращение появления массового брака.

Ключевые слова: блок, автомат, контроль, дефект.

Лазаренко В.І., Оболенська Т.О., Мороз Т.В. «Блокувальний автоматичний контроль якості виробів».

У статті розглянуті питання автоматичного контролю виробів в одному контрольному агрегаті, який виконує функції відсіву дефектних виробів і перетворення появи масового браку.

Ключові слова: блок, автомат, контроль, дефект.

Lazarenko V.I, Obolenskaya T.A, Moroz T.V “Blocking automatic quality control of products”.

The paper deals with automatic control of products in the same control aggregate, which accomplishes functions of defective products elimination and prevent the mass spoilage appearance.

Key words: block machine, control, defect.

Стаття надійшла до редакції 16 червня 2011 р.

©Манаенков И.В., Резниченко Н.К., Фролов Е.А.

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ И КАЧЕСТВА РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МЕТОДОМ ПНЕВМОУДАРНОЙ ШТАМПОВКИ

1. Постановка проблемы

Важной задачей различных отраслей машиностроения в условиях рыночного хозяйствования является выпуск высококачественных изделий при одновременном повышении производительности труда и снижении трудоемкости производства. В случае листоштамповочного производства этим требованиям в полной мере по сравнению с традиционной штамповкой, отвечает метод высокоскоростного формообразования на основе технологии и оборудования пневмоударной штамповки (ПУШ) жидкостью и эластичной средой [1–4]. В тоже время широкая реализация на практике технико-экономических преимуществ и положительных особенностей метода ПУШ препятствует отсутствие научно-обоснованных практических рекомендаций по оценке точностных возможностей этого метода штамповки.

2. Цель исследования

Провести анализ и оценку точностных возможностей метода ПУШ при выполнении разделительных операций (пробивка-вырубка) для различных материалов.

3. Методика исследования

В основу принятой методики исследования точности изготавливаемых деталей при ПУШ положен метод, основанный на применении законов математической статистики и теории вероятности, что позволяет получить объективные и достоверные данные, а также определить не только конечные

погрешности, являющиеся суммой случайных и систематических погрешностей, но и провести анализ кривых распределения производственных погрешностей, которые по своему существу являются величинами случайными, подчиненными этим законам. Исследования проводились по следующим этапам: установление типа точностной диаграммы процесса; выявление влияния на точность процесса основных факторов (геометрических размеров деталей, формы, толщины материала, износа инструмента и др.); суммарное воздействие всех обнаруженных факторов на точность штамповки.

Точностные диаграммы строились для каждого типа штамповой оснастки (пробивка, вырубка), а для их построения диаграмм определялись средние значения величины отклонений размеров деталей в выборках.

Размеры отштампованных деталей измерялись на инструментальном микроскопе УИМ-21, шероховатость поверхности среза определялась при помощи микроскопа МИС-11и профиломера-профилографа модели 252, величина заусенцев — микрометром и оптиметром, что обеспечило точность замеров 0,01 мкм, отклонение от плоскости при помощи индикаторов на поверочных плитах.

В качестве заготовок для исследования применялся листовой материал марок: сталь 08КП, алюминий АМг-М, сталь 1Х18Н1ОТ.

Толщина материала изменялась в следующем диапазоне: от 1,5 до 3мм.

Для обеспечения постоянно действующих случайных факторов на рассеивание размеров деталей, вырубка-пробивка производилась при одной установке технической оснастки и автоматическом получении размера.

4. Результаты исследования

В соответствии с изложенной выше методикой были проведены экспериментальные исследования по выявлению влияния износа режущего инструмента (матриц и пуансонов) на точностные характеристики процесса вырубки-пробивки.

Допуски габаритных размеров деталей по чертежам соответствовали 9-11 квалитетам точности. Допуски на толщину листа соответствовали стандартам на металл. За критерий качественного износа штампа принимались высота заусенца на кромке вырубаемой детали или пробиваемого отверстия, равная 0,2 мм.

При установлении величины износа копир-пуансонов и матриц пользовались линейным методом измерения, т.е. отклонением фактических размеров режущих частей от их номинальных значений. Контроль износа режущих частей штампа и высоты заусенца проводился через каждые 1000 штук отштампованных деталей.

Матрицы и копир-пуансоны были изготовлены из стали У8А с последующей термообработкой до твердости HRC 56-62.

На основании проведенных исследований и полученных результатов построены точностные графики процессов вырубки-пробивки, а именно зависимости средних отклонений размеров штампованных деталей от их количества для различных материалов и толщин.

Анализ графиков позволяет сделать вывод, что с ростом количества отштампованных деталей происходит увеличение отклонений размеров от их номинальных значений. Это увеличение связано с износом рабочих элементов (копир-пуансонов и матриц). При этом размеры копир-пуансонов уменьшаются, а размеры матриц увеличиваются. Абсолютные же величины отклонений не зависят от вида операций, их величины как при вырубке, так и при пробивке, практически одинаковы в каждой из взятых выборок.

Следует отметить, что процесс ПУШ при выполнении разделительных операций принципиально отличается от изготовления деталей в специальных инструментальных штампах, при котором отклонения размеров при вырубке увеличиваются, а при пробивке отверстий – уменьшаются как по направленности, так и по величине. При выполнении пробивных операций в специальных штампах отклонение размеров на 20-30% больше чем при вырубке [5].

Полученные зависимости имеют практически линейный характер. В пределах штамповки партии деталей до 10 тыс. штук отсутствуют период приработки, а также не наблюдается период ускоренного износа, имеющие место при штамповке на специальной оснастке.

Это можно объяснить спецификой процесса ПУШ, отличающегося высокими скоростями деформирования и применением в качестве одного из рабочих элементов (матрицы или пуансона) эластичной деформирующей среды (полиуретана).

При штамповке партий деталей в пределах 10 тыс. штук эти зависимости можно считать линейными.

Шероховатость поверхности среза отштампованных деталей находится для стали толщиной 2–3 мм. в пределах 3,2–8,4 (по пояску) и 6,3–12,8 (по сколу) и в количественном отношении не зависит от числа отштампованных деталей. В процессе штамповки происходит только повышение их качества, которое выражается в сглаживании размера поверхности среза (блестящий поясок).

Другие точностные параметры, такие как плоскостность, отклонение от параллельности в процессе пневмоударной штамповки не претерпевают значительных изменений и по своей величине находятся в пределах: угол скола 3–5°, прогиб детали – (0,01–0,04)мм.

Одним из основных факторов, определяющих износ копир-пуансонов в условиях ПУШ, который оказывает доминирующее влияние на точностные параметры деталей, является правильный выбор материала для его изготовления.

Выводы

Экспериментально исследованы и получены критерии и показатели, определяющие точность и качество рабочих поверхностей листовых деталей, получаемых пневмоударной пробивкой – вырубкой. Установлено, что в отличие от штамповки с применением инструментальных штампов в процессе

ПУШ изменение размеров детали, как при вырубке, так и при пробивке происходит в сторону увеличения.

Список использованных источников:

1. Фролов Е. А. Формообразование жаропрочных материалов в условиях пневмоударного нагружения / Е. А. Фролов // *Авиационно-космическая техника и технология : труды ХАИ.* – Харьков, 2002. – Вып. 30. – С. 147–150.

2. Фролов Е. А. Оценка качественных показателей деталей из листа при операциях пробивки – вырубки эластичной средой на пневмоударном оборудовании / Е. А. Фролов, И. В. Манаенков, Т. В. Дякова // *Зб. наук. праць / Укр. держ. акад. заліз. трансп. – Х., 2008. – Вип. 99. – С. 250–256.*

3. Пути повышения качества технологической системы пневмоударной штамповки деталей / Е. А. Фролов, С. С. Тимофеев, И. В. Манаенков, Т. В. Дякова // *Зб. наук. праць / Укр. держ. акад. заліз. трансп. – Х., 2008. – Вип. 88. – С. 116–122.*

Манаенков И.В., Резниченко Н.К., Фролов Е.А. «Повышение точности и качества рабочих поверхностей деталей методом пневмоударной штамповки».

Проведены исследования точностных показателей разделительных операций пробивки – вырубки на пневмоударном оборудовании.

Установлены показатели погрешностей при высокоскоростных операциях пробивки-вырубки, определены причины их возникновения, характер и степень влияния на точность штампованных деталей.

Ключевые слова: точность, рабочая поверхность, пневмоударная штамповка.

Манаєнков І.В., Резніченко М.К., Фролов Є.А. «Підвищення точності й якості робочих поверхонь деталей методом пневмоударного штампування».

Проведено дослідження точносних показників розділових операцій пробивання-вирубки на пневмоударному устаткуванні.

Установлено показники похибок при високошвидкісних операціях пробивання-вирубки, визначені причини їхнього виникнення, характер і ступінь впливу на точність штампованих деталей.

Ключові слова: точність, робоча поверхня, пневмоударне штампування.

Manaenkov I.V., Reznichenko N.K., Frolov E.A. “Increasing of the precision and quality of the operating surfaces of the cutout by the pneumatic-mechanical forming method”.

Precision values of punching-cutting shearing operations with the use of the air-percussion equipment have been analyzed.

Error values under high-speed punching-cutting operations, the cause of their initiation, pattern and level of influence on the precision of the cutout have been determined.

Key words: precision, operating surfaces, pneumatic-mechanical forming method.

Стаття надійшла до редакції 11 жовтня 2011 р.

©Мовшович А.Я., Изотова К.А., Черная Ю.А., Бондарь О.В.

КОНСТРУКЦИИ УНИВЕРСАЛЬНЫХ СБОРНО-РАЗБОРНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ ДЛЯ СБОРОЧНО-СВАРОЧНЫХ РАБОТ (УСРП-С)

1. Введение

Для оснащения сборочно-сварочных операций в условиях серийного производства эффективным видом технологической оснастки являются универсальные сборно-разборные приспособления.

Конструктивной особенностью системы универсальных сборно-разборных приспособлений является наличие сквозных овальных пазов в элементах, через которые последние соединяются между собой [1]. Геометрические размеры и расположение сквозных пазов обеспечивают установку и закрепление элементов УСРП-С в любых местах и положениях, что значительно расширяет и облегчает возможности конструирования приспособлений.

Стабильность размеров приспособлений УСРП-С, а с тем самым и точность сборки сварных узлов в этих приспособлениях, определяется двумя основными факторами:

- а) жесткостью самих элементов УСРП-С (в первую очередь базовых и опорно-корпусных);
- б) жесткостью их соединения и фиксации в приспособлениях.

Жесткость элементов УСРП-С обеспечивается их конструкцией (необходимой толщиной, наличием ребер жесткости), выбором соответствующей марки стали и вида термической обработки.

Жесткая фиксация элементов УСРП-С между собой достигается использованием беззазорного или клинового соединения.

2.Основной раздел работы

Беззазорное соединение элементов УСРП-С обеспечивается путем заполнения сквозных овальных пазов, в которых установлены стандартные крепежные элементы, быстротвердеющим наполнителем. В результате чего устраняются зазоры между поверхностями пазов и крепежных элементов и последние работают как установочные пальцы или штифты.

При клиновом соединении в элементах УСРП-С пазы выполняются конусными, в которые устанавливаются наборы специальных крепежных элементов, состоящие из болтов с призматической (или конусной) головкой, клиновых сухарей и гаек. При создании необходимого усилия затяжки на рабочих клиновых поверхностях элементов соединения возникают довольно значительные силы трения, препятствующие их относительному перемещению при действии внешних усилий.

Сущность указанных видов соединений показана на рис. 1.

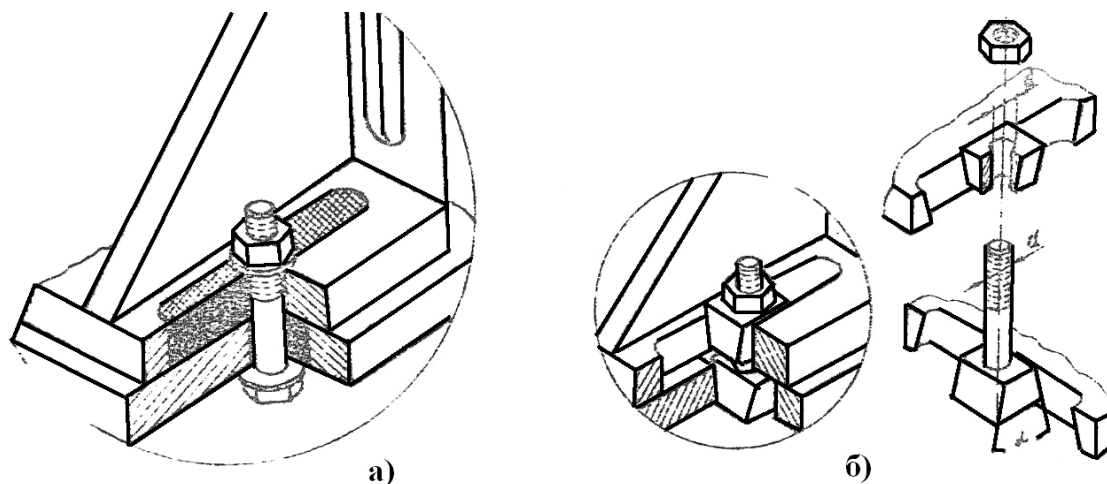


Рис. 1 – Виды соединений элементов УСРП-С:

а) беззазорное,

б) клиновое

При клеевом соединении жесткость фиксации элементов УСРП-С в приспособлении обеспечивается в том случае, когда внешние силы, сдвигающие элементы относительно друг друга, уравниваются

возникающими в соединении силами трения, то есть условием работоспособности клинового соединения является условие:

$$P_{\max} \leq \Sigma P_{\text{тр}},$$

где $P_{\max}$ – расчетная величина силы, сдвигающей элементы относительно друг друга;

$\Sigma P_{\text{тр}}$ – суммарная величина сил трения, действующих в соединении.

Как видно из рис. 2, силами, препятствующими относительному смещению элементов, являются:

$F_1 = 2Q \cdot k_{\text{тр}}$ – сила трения между поверхностями соединяемых элементов;

$F_2 = N \cdot k_{\text{тр}}$ – сила трения между поверхностями клиновых элементов соединения,

где Q – усилие затяжки резьбового соединения

$N = \frac{Q}{2 \sin \alpha}$ – сила нормального давления между поверхностями клиновых

элементов, возникающая от затяжки резьбового соединения;

$k_{\text{тр}}$ – коэффициент трения;

α° – угол конусности клиновых элементов соединения.

Соединение элементов УСРП-С осуществляется, как минимум, двумя крепежными наборами, в каждом из которых действует по две силы трения F_2 , следовательно:

$$\Sigma R_{\text{тр}} = F_1 + 4F_2 = 2Q \cdot k_{\text{тр}} + \frac{2Q \cdot k_{\text{тр}}}{\sin \alpha} = 2Q \cdot k_{\text{тр}} \left(1 + \frac{1}{\sin \alpha} \right);$$

Расчетная величина силы, сдвигающей элементы, представляет собой действующую рабочую нагрузку, умноженную на коэффициент запаса, то есть

$$P_{\max} = P_{\text{раб}} \cdot k_{\text{з.н}}$$

Таким образом, условие работоспособности клинового соединения может быть выражено:

$$P_{\text{раб}} \cdot k_{\text{з.н}} \leq 2Q \cdot k_{\text{тр}} \cdot \left(1 + \frac{1}{\sin \alpha} \right),$$

отсюда следует, что

$$\sin \alpha \leq \frac{2Q \cdot k_{mp}}{P_{раб} \cdot k_{з.н} - 2Q \cdot k_{mp}}$$

Рассчитанный по данному выражению угол конусности α для соединения элементов УСРП-С1 (с крепежом М6) составляет 3-5°.

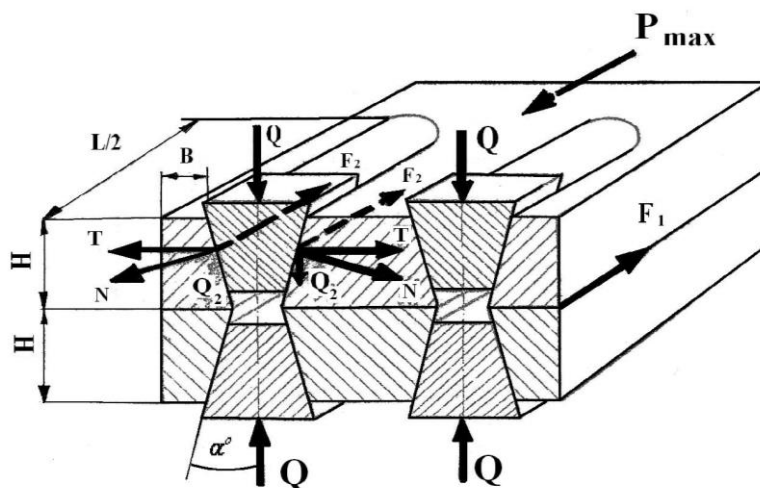


Рис. 2 – Схемы сил, действующих в клиновом соединении

Из рис.2 следует, что клиновое соединение нормально работает при наличии необходимого зазора между внутренними торцевыми поверхностями крепежных элементов соединения (клинового сухаря и головки специально болта). Величина этого зазора при заданном усилии затяжки определяется жесткостью внешней перемычки паза, который представляет собой балку, защемленную с двух концов и нагруженную сосредоточенной силой N , приложенной к середине пролета балки. Максимальный изгибающий момент, действующий в опасном сечении (в плоскости действия силы), и максимальный прогиб балки в этом сечении определяются выражениями:

$$M_{изг.м.х} = \frac{N \cdot L}{8} = \frac{Q \cdot L}{16 \sin \alpha}$$

$$f_{max} = \frac{N \cdot L^3}{192E \cdot I} = \frac{Q \cdot L^3}{384E \cdot I \cdot \sin \alpha}$$

где L – длина балки, равная длине паза элемента УСРП-С;

E – модуль упругости материала элементов;

I – момент инерции сечения балки.

При заданном значении толщины элементов H и длины паза L ширина перемычки B определяется из условий жесткости и прочности при нагибе.

Из условия жесткости:

$$f_{\max} \leq [f]; \quad \frac{12Q \cdot L^3}{384E \cdot H \cdot B^3 \sin \alpha} \leq [f];$$
$$B \geq \sqrt[3]{\frac{Q \cdot L^3}{32E \cdot H \cdot [f] \cdot \sin \alpha}}$$

Из условия прочности:

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\text{изг. max}}}{W} \leq [\sigma]; \quad \frac{6 \cdot Q \cdot L}{168^2 \cdot H \cdot \sin \alpha} \leq [\sigma];$$
$$B \geq 0.25 \sqrt{\frac{6 \cdot Q \cdot L}{H \cdot [\sigma] \cdot \sin \alpha}},$$

где $W = \frac{B^2 \cdot H}{6}$ – момент сопротивления сечения балки.

Рассчитанная по этим формул ширина перемычки B (при данных $H = 10$ мм; $L = 40$ мм) для элементов УСРП-С1 составила 8 мм.

Для проверки работоспособности рассмотренных выше вариантов соединения элементов УСРП-С проводились экспериментальные исследования с целью выбора наиболее оптимального вида соединения. В качестве критерия при оценке работоспособности безазорного и клинового соединений принималась работоспособность пальцевого соединения, наиболее часто применяемого в специальных приспособлениях, в частности:

- по посадке Н9/н9;
- по посадке Н7/н6.

Номинальные диаметры пальцев и установочных отверстий были выбраны в соответствии с шириной овальных пазов элементов УСРП-С и составляли 6 мм.

Исследования работоспособности безазорных и клиновых соединений проводились при статическом и динамическом нагружении. Для

статических испытаний использовалась экспериментальная установка, схема которой показана на рис. 3.

Усилие, создаваемое винтовым прижимом, через динамометр сжатия передавалось верхнему образцу, обеспечивая его перемещение относительно нижнего образца, закрепленного неподвижно на жестком основании. Это перемещение (податливость соединения) фиксировалось при помощи индикаторов, установленных на нижнем образце.

Для безззорных соединений определялось перемещение в продольном в поперечном (по отношению к направлению действия нагрузки), направлениях, для клиновых соединений кроме этого замерялся прогиб внешней перемычки паза в опасном сечении и возможное смещение нового сухаря вдоль паза. Для испытаний безззорных соединений пазы в образцах выполнялись прямыми, для клиновых соединений – конусными.

Величина максимальной нагрузки, действующей на исследуемые виды соединения, определялась из условия 3-х кратного увеличения максимального усилия зажима для элементов УСПС-С составляла 5 кН.

Нагружение производилось ступенчато с интервалами 0,25; 0,5; 0,75; 1,0; 1,5; 2,0 ; 3,0 ; 4,0 в 5,0 кН.

Для замера этих усилий использовался динамометр сжатия ДОСМ-3-1, податливость соединений и прогиб перемычки паза измерялись индикаторами часового типа с ценой деления 0,001 и 0,01 мм.

Затяжка клинового соединения производилась посредством динамометрического тарировочного ключа, испытания проводились при усилиях затяжки, равных 2 и 3 кН.

С учетом требований, предъявляемых к наполнителям, в результате проведенного анализа для испытаний работоспособности безззорных соединений были выбраны следующие виды наполнителей:

- а) силикопановая композиция;
- б) пластмасса АСТ-Т;
- в) легкоплавкие металлы и их сплавы.

Силоксановая композиция готовится перемешиванием сухой смеси, кварцевого песка и жидкого стекла. Весовой состав сухой молотой смеси и композиции приведен в табл. 1.

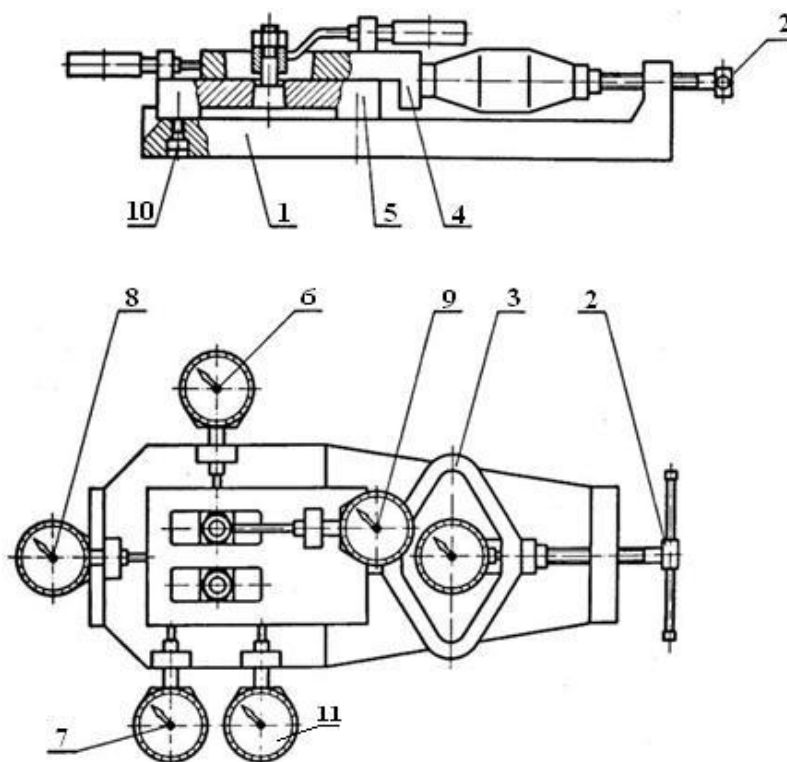


Рис. 3 – Установка для статистических испытаний УСПС: 1 – основание; 2 – нажимной винт; 3 – динамометр; 4, 5 – верхний и нижний образец; 6, 9 – индикаторы часового типа; 10 – винт

Таблица 1 – Весовой состав наполнителей, %

Состав сухой молотой смеси, %			Состав композиции, %		
Доменный шлак	Кварцевый песок	Кремнефтористый натрий	Сухая молотая смесь	Жидкое стекло	Кварцевый естественный песок
35	40	25	52	33	15

Из легкоплавких металлов и их сплавов в качестве наполнителей были выбраны:

- пластмасса АСТ-Т;
- олово марки 03 по ГОСТ 860-60;
- висмут марки В и I по ГОСТ 10923-64;

- сплав висмута и олова в весовом соотношении 1:1 (виол);
- припой ГОСТ-6I по ГСС7 1499-70;
- сплав НИАТ-23 (48% висмута, 32% свинца, 15% олова, 5% сурьмы);
- на основе смола ЭД-20.

В ходе предварительных испытаний работоспособных соединений с использованием в качестве наполнителя силиконовой композиции и пластмассы АСТ-Т исследовалось влияние следующих факторов:

1. Объем залитого в пазы наполнителя. Опытные образцы для этого выполнялись 3-х типоразмеров с высотой рабочей части 10, 15 и 20 мм.
2. Времени и режимов отверждения.
3. Угла между направлением действия сил и осью пазов.

В результате предварительных испытаний было установлено, что увеличение высоты рабочей части опытных образцов обеспечивает более жесткое соединение, однако при высоте образцов свыше 10 мм наблюдалось образование раковин и непроливов. Изменение времени и режимов отверждения наполнителей практически не влияет на работоспособность соединений. Выдержка в печи при температуре 100 °С привела к образованию трещин в наполнителе, поэтому подогрев в данном случае не целесообразен. Так как площадь смятия и удельное давление при заданной нагрузке для одних и тех же образцов остаются постоянными, то изменение направления действия силы не влияет на работоспособность безазорного соединения.

В связи с этим последующие испытания работоспособности безазорных соединений с использованием выше перечисленных наполнителей проводились при высоте рабочей части образцов, равной 10 мм, и при отверждении в естественных условиях.

Результаты испытаний представлены на рис. 4.

Как видно из графика, при нагружении в диапазоне рабочих нагрузок (до 2,3 кН) почти все исследуемые виды наполнителей (за исключением висмута и припоя ПОС-61) обеспечивают довольно жесткое соединение, не ниже жесткости пальцевых соединений.

Определяющим фактором при оценке работоспособности клинового соединения является величина перемещения образцов путем выбора зазора в соединении «болт-сухарь». Для оценки влияния зазора в соединении исследовалось два конструктивных варианта выполнения клиновых сухарей (рис. 4).

Соединение неразрезных клиновых сухарей и специальных болтов М6 осуществлялось по посадке Н7/н7, что обеспечивает максимально возможный зазор в соединении 0,03 мкм. Во всех исследуемых видах соединений конусные пазы в опытных образцах и клиновые сухари выполнялись с углом скоса $\alpha=4^\circ$.

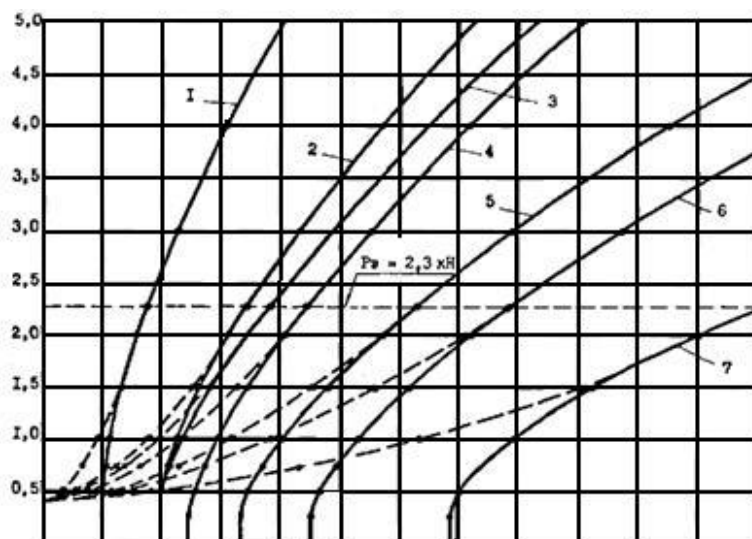


Рис. 4 – Податливость беззазорных соединений при статическом нагружении: 1 – соединение образцов на основе сплава ВИОЛ; 2 – то же, на основе пластмассы АСТ-Т; 3 – то же, на основе сплава НИАТ-24; 4 – то же, на основе смолы ЭД-20; 5 – то же, на основе олова; 6 – то же, на основе припоя ПОС-61; 7 – то же, на основе висмута, — — — — — первое нагружение образцов; — — — — — разгрузка и последующие нагружения

На рис. 5 представлены результаты статических испытаний на работоспособность при различных усилиях затяжки резьбовых соединений.

Для оценки влияния зазоров на податливость и выбора рационального варианта были исследованы три конструктивных исполнения клиновых соединений:

а – соединение с неразрезным сухарем и специальным болтом с клиновым подголовником;

б – соединения с разрезными клиновыми сухарями и стандартным болтом стандартной точности;

в – соединение с неразрезными клиновыми сухарями и стандартным болтом нормальной точности.

Как следует из графика наиболее работоспособными среди клиновых соединений являются соединения, выполненные по схемам «а» и «б», податливость которых при рабочей нагрузке (2,3 кН) соответственно равно 19 мкм и 22 мкм. Податливость соединения «в» находится на уровне эталонного пальцевого соединения с посадкой Н9/н9 и равна 45 мкм.

Δx_1 – податливость обусловленная наличием зазоров между поверхностями соединения;

Δx_2 – податливость, обусловленная пластическими деформациями в зоне контакта поверхностей крепежных элементов соединения;

Δx_3 – податливость, обусловленная упругими деформациями элементов соединения.

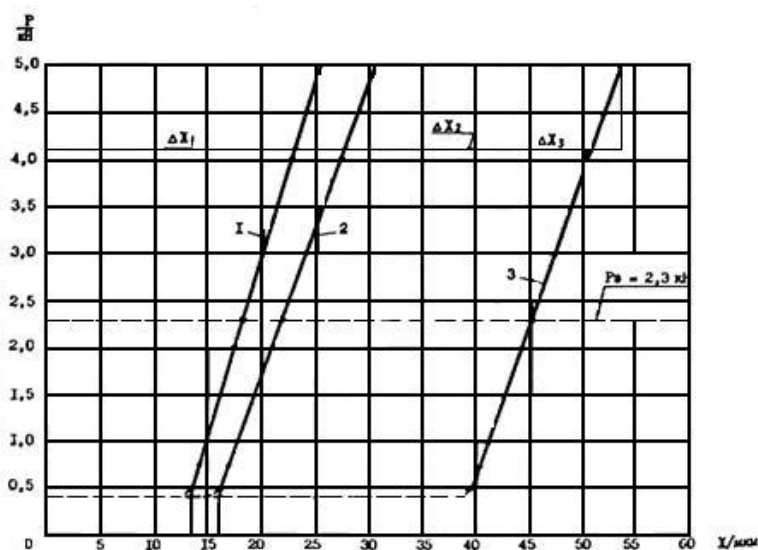


Рис. 5 – Податливость клиновых соединений при статическом нагружении: 1 – соединение образцов по схеме «а», 2 – то же, по схеме «б», 3 – то же, по схеме «в»; — — —• — — —• - первое нагружение образцов; •————•————• - разгрузка и последующие нагружения

Следует отметить, что при многократном использовании разрезных сухарей наблюдались довольно значительные остаточные деформации.

Испытания беззазорных и клиновых соединений на работоспособность при динамическом нагружении проводились на универсальной гидравлической машине МУП-50. В ходе испытаний образцы подвергались сжатию переменной по величине нагрузкой в течение заданного времени, определяемого числом циклом нагружения.

Величина минимальной нагрузки, создаваемой пульсатором машины (предварительное нагружение) составляла 0,5 кН, величина максимальной нагрузки, при которой производились испытания, составляла 1,5; 2,5; 3,5 и 5 кН.

Число циклов нагружений, при которых производился замер перемещений, составляло 2500, 5000, 7500 и 10000.

Длительность цикла нагружения определялась оборотами привода пульсатора и в ходе испытаний оставалась постоянной и равной 330 циклам в минуту.

Результаты динамических испытаний беззазорного соединения с использованием в качестве наполнителя сплава олова с висмутом представлены в табл. 2.

Таблица 2 – Результаты динамических испытаний беззазорного соединения

Число циклов нагружения	Перемещение опытных образцов, мкм			
	$P_{\max}=1,5$ кН	$P_{\max}=2,5$ кН	$P_{\max}=3,5$ кН	$P_{\max}=5$ кН
2500	25,0	95,0	165,0	415,0
5000	30,0	102,0	192,0	482,0
7500	35,0	115,0	205,0	545,0
10000	39,0	125,0	220,0	600,0

Результаты динамических испытаний клинового соединения с призматическими неразрезными сухарями представлены в табл. 3.

При динамических нагрузках податливость клиновых соединений увеличивается незначительно. Это происходит за счет некоторого прироста объемов пластической деформации составляющей Δx_2 .

Таблица 3 – Результаты динамических испытаний клинового соединения

Число циклов нагружения	Перемещение опытных образцов, мкм			
	$P_{\max}=1,5$ кН	$P_{\max}=2,5$ кН	$P_{\max}=3,5$ кН	$P_{\max}=5$ кН
2500	14,0	16,0	18,0	21,0
5000	15,0	17,0	20,0	24,0
7500	16,0	18,0	23,0	27,0
10000	20,0	22,0	25,0	30,0

Применение схемы универсально сборно-разборных приспособлений позволило: на 70 % снизить потребность в специальной оснастке, трудоемкость при этом снизилась на 60 %, а металлоемкость в 1,5-2,0 раза.

Выводы

1. Проведенные экспериментальные исследования показали возможность применения безазорного и клинового соединения для обеспечения жесткой фиксации элементов УСПС-С в приспособлениях.

2. В качестве наполнителя для безазорного соединения целесообразно использовать сплав олова с висмутом в весовом соотношении 1:1.

3. Из предлагаемых вариантов клинового соединения особого внимания заслуживает соединение с призматическими сухарями. Для уменьшения зазора в соединении «болт-сухарь» призматические сухари рекомендуется делать разрезными, обеспечивая при этом необходимое усилие затяжки $Q = 3$ кН.

4. Для практического использования целесообразно применять клиновое соединение, которое по сравнению с безазорным обеспечивает простоту и минимальное время сборки приспособления.

Список использованных источников:

1. Глущенко В. И. Система обратимой переналаживаемой сборочно-сварочной оснастки для серийно производства / В. И. Глущенко, Л. С. Филатов, А.П. Лазаренко // ПТБ. – 1979. – № 11.
2. Филатов Л.С. Исследование жесткости базовых и опорно-корпусных элементов УСПС-С. / Л. С. Филатов, В. И. Глущенко, А. Д. Батычев // ВОТ. – 1981. – Сер. XVII, вып. 135.
3. Глущенко В. И. Работоспособность соединения элементов универсальных сборно-разборных приспособлений (УСПС-С) / В. И. Глущенко, А.Я. Мовшович, Ю. А. Черная // Вестник НТУ «ХПИ». – Х., 2012. – Высокие технологии в машиностроении. – С. 42–47.

Мовшович А.Я., Изотова К.А., Черная Ю.А., Бондарь О.В.
«Конструкции универсальных сборно-разборных приспособлений для сборочно-сварочных работ (УСПС-С)».

В статье изложены конструктивно-технологические особенности создания системы универсальных сборно-разборных приспособлений для сборочно-сварочного производства (УСПС-С), дана оценка их жесткостных характеристик, приведены показатели технико-экономической эффективности.

Ключевые слова: сварочные работы, беззачинное соединение, динамические нагрузки.

Мовшович А.Я., Изотова К.О., Черная Ю.А., Бондар О.В. «Конструкції універсальних збірно-розбірних пристосувань для збірно-зварювальних робіт (УЗРП-З)».

У статті викладені конструктивно-технологічні особливості створення системи універсальних збірно-розбірних пристосувань для збірно-зварювального виробництва (УЗРП-З), надана оцінка їх жорсткісних характеристик, приведені показники техніко-економічної ефективності.

Ключові слова: зварювальні роботи, безпроміжкове з'єднання, динамічні навантаження.

Movshovich A.Y., Izotova K.A., Chorna Yu.A., Bondar O.V. “Constructions of the general assembly-and-disassembly devices for assembly-welding operations (GADD-W)”.

The article describes the design and technological features of a system of general assembly-and-disassembly devices for assembly-welding production (GADD-W), the estimation of the stiffness characteristics are indicators of the technical and economic efficiency is given.

Key words: welding operations, intimate joints, dynamic loads.

Стаття надійшла до редакції 28 березня 2012 р.

©Оболенская Т.А., Белецкая И.В., Рудецкая Ю.Е.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО МОМЕНТА НАЛАДКИ МНОГОСТРУННОЙ АВТОМАТИЧЕСКОЙ ЛИНИИ

1. Актуальность проблемы

В последние годы все большее распространение получают многоструйные автоматические линии (рис. 1). Идея конструкции такой линии заключается в объединении на одной станине нескольких изолированных потоков обрабатываемых заготовок. Это значительно уменьшает затраты на создание автоматического производства, экономит производственные площади, уменьшает затрату энергии. Кроме того, создается возможность в пределах одной автоматической линии вести изготовление нескольких типов изделий.

2. Постановка задачи

При отказе одной струи можно прекратить подачу к ней заготовок и продолжить работу струй, оставшихся исправными. Однако ремонт отказавшей струи требует остановки всей линии в целом. Исключение составляет случай, когда конструкция линии предусматривает автоматическую смену поврежденного инструмента без нарушения темпа ее работы.

В дальнейшем мы будем исходить из предположения, что каждая из струй может быть отключена без остановки линии, но ввод струи в строй возможен лишь при выключении всей линии. Если струя отключена, то линия будет недодавать продукцию, причем доля утерянной продукции зависит от общего числа струй и длительности простоя.

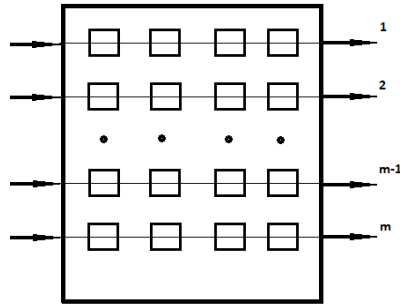


Рис. 1 – Схема многострунной линии: 1, 2, ..., m — номера струй

Момент остановки, линии для ремонта — момент наладки линии, обеспечивающий максимум ее производительности, или, иначе говоря, минимум потерь, будем называть оптимальным.

3. Основной материал

Допустим, линия содержит m струй (рис. 1). Надежность работы для всех струй одинакова, так что независимо от номера струи, вероятность ее отказа в промежутке от T до $T + \Delta T$ равна

$$\gamma = \lambda \Delta_t + o(\Delta_T),$$

где λ — постоянная величина, не зависящая от времени и числа работающих струй. Предполагается, что длительность ремонта (наладки) линии не зависит от числа ремонтируемых струй и что вероятность наладки линии за время от T до $T + \Delta T$ равна

$$\omega = l \Delta_T + o(\Delta_T),$$

где l — постоянная, не зависящая от числа ремонтируемых струй. Линия останавливается для ремонта, если число отказавших струй достигло K . Требуется найти K , обеспечивающее максимум производительности линии (минимум потерь). Будем понимать под системой автоматическую линию и говорить, что система находится в состоянии E_n , если n из m струй не работают, т. е. отключены как отказавшие. Состояние E_n , где $0 \leq n < K$, соответствует ситуации, когда отключены n струй, состояние E_K — ситуации, когда линия остановлена для ремонта.

Учитывая малость величины γ , будем считать, что за промежуток времени $[T, T + \Delta_T]$ может произойти отказ только одной струи. Это приводит к системе переходов

$$E_0 \rightarrow E_1 \rightarrow E_2 \rightarrow \dots \rightarrow E_{K-1} \rightarrow E_K, \quad (1)$$

причем процесс обладает марковскими свойствами. Заметим, что среди состояний $E_0, E_1, \dots, E_K$ нет поглощающего, и поэтому при бесконечном продолжении процесса система сколько угодно раз побывает в любом из своих состояний.

В начальный момент времени система находится в состоянии E_0 , и мы обозначим через $P_n(T)$ вероятность перехода за время $[0, T]$ из состояния E_0 в состояние E_n . Рассмотрим вывод дифференциального уравнения для вероятности $P_n(T)$ ($0 < n < K$).

Переход из состояния E_0 в состояние E_n за время $[0, T + \Delta_T]$ может осуществиться одним из двух взаимно исключающих друг друга способов:

а) за время $[0, T]$ имел место переход $E_0 \rightarrow E_n$, и за время $[T, T + \Delta_T]$ не было повреждений – вероятность совместного осуществления этих событий равна $P_n(T) [1 - (m - n)(\lambda \Delta_T + o(\Delta_T))]$;

б) за время $[0, T]$ имел место переход $E_0 \rightarrow E_{n-1}$, и за время $[T, T + \Delta_T]$ переход $E_{n-1} \rightarrow E_n$ — соответствующая вероятность равна

$$P_{n-1}(T)(m - n + 1)(\lambda \Delta_T + o(\Delta_T)).$$

Таким образом,

$$P_n(T + \Delta_T) = P_n(T) [1 - (m - n)(\lambda \Delta_T + o(\Delta_T))] + P_{n-1}(T)(m - n + 1)(\lambda \Delta_T + o(\Delta_T)),$$

соответственно:

$$\frac{dP_n(T)}{dT} = -(m - n)\lambda P_n(T) + (m - n + 1)\lambda P_{n-1}(T).$$

Рассматриваемому процессу отвечает система уравнений

$$\left. \begin{aligned} \frac{dP_n(T)}{dT} &= -(m-n)\lambda P_n(T) + (m-n+1)\lambda P_{n-1}(T), \\ \frac{dP_K(T)}{dT} &= -lP_K(T) + (m-K+1)\lambda P_{K-1}(T), \\ \frac{dP_o(T)}{dT} &= -m\lambda P_o(T) + lP_K(T). \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

причем $P_0(T) + P_1(T) + \dots + P_K(T) = 1$.

Если выбрать на некотором удалении от начального момента времени некоторый момент $T > 0$, то система в этот момент будет находиться в одном из состояний $E_0, E_1, \dots, E_K$. Вероятность того, что система в момент T находится в состоянии E_n равна вероятности перехода $P_n(T)$. При T , близком к нулю, наиболее вероятно, что система будет находиться в состоянии, соседнем или равном E_0 , так как она еще не успеет сделать много переходов. По мере увеличения времени T влияние начального состояния системы будет уменьшаться и при больших T станет малым. Это свойство встречается при рассмотрении цепей Маркова и оно носит название эргодичности. Мы не будем формулировать общие условия, при которых процесс Маркова обладает таким свойством, но заметим, что так же, как это имело место в цепях Маркова, цепочка переходов (1) является замкнутой, и при бесконечном продолжении процесса система может сколь угодно раз побывать в любом из своих состояний.

Для процесса Маркова с непрерывным временем и дискретными состояниями свойство эргодичности формулируется как существование при $T \rightarrow \infty$ предела

$$\lim P_{ij}(t, T) = u_j,$$

где u_j — постоянное число, не зависящее от начального состояния E_i и от времени t . Физический смысл предельной вероятности перехода u_j тот же, что и в теории цепей Маркова.

Для нас представляет интерес число K , обеспечивающее максимум производительности в условиях длительной эксплуатации линии.

Поэтому мы должны рассмотреть решение системы (2) при $T \rightarrow \infty$. Переходя в ней к пределу при $T \rightarrow \infty$ и учитывая, что производная от постоянного числа равна нулю, найдем

$$\left. \begin{aligned} (m-n)u_n - (m-n+1)u_{n-1} &= 0, \quad 0 < n < K, \\ lu_K - (m-K+1)\lambda u_{K-1} &= 0, \\ m\lambda u_0 - lu_K &= 0, \\ u_0 + u_1 + \dots + u_K &= 1, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где

$$u_n = \lim_{T \rightarrow \infty} P_n(T)$$

есть предельная вероятность нахождения системы в состоянии E_n .

Решение системы (3) дает

$$u_n = \frac{1}{(m-n) \left(\sum_{i=0}^{K-1} \frac{1}{m-i} + \frac{\lambda}{l} \right)}, \quad 0 \leq n < K;$$

$$u_K = \frac{\lambda}{l} \cdot \frac{1}{\sum_{i=0}^{K-1} \frac{1}{m-i} + \frac{\lambda}{l}}.$$

С каждым из состояний E_n связано число $m-n$ работающих струй. Математическое ожидание A_K числа работающих струй представится как

$$A_K = m u_0 + (m-1)u_1 + \dots + (m-K+1)u_{K-1}.$$

Очевидно, что в среднем производительность линии будет тем выше, чем больше A_K . Поэтому число K , обращающее A_K в максимум, задает оптимальный момент наладки многоструйной линии.

Преобразуя выражение для математического ожидания числа работающих струй; получим

$$A_K = \frac{K}{\sum_{i=0}^{K-1} \frac{1}{m-i} + \frac{\lambda}{l}}. \quad (4)$$

Если $A_K \succ A_{K-\nu}$, то это значит, что, останавливая линию для ремонта при отказе K струй, мы получим большую производительность, чем при ремонте после отказа $K + \nu$ струй.

Легко доказать, что если $A_K \geq A_{K+1}$, то $A_K \succ A_{K+\mu}$ где $\mu \geq \nu + 1$. Отсюда, в частности, следует, что остановка линии при отказе одной струи выгодна, когда

$$\frac{1}{m(m-1)} \geq \frac{\lambda}{l}.$$

Остановка линии при отказе двух струй выгодна, если

$$\frac{1}{m(m-1)} \prec \frac{\lambda}{l} \leq \frac{3m-2}{m(m-1)(m-2)}$$

Заметим, что

$$\frac{\lambda}{l} = \frac{E(\Theta)}{E(\tau)},$$

где $E(\tau)$ – математическое ожидание времени τ безотказно работы струи, а $E(\Theta)$ – математическое ожидание времени Θ затрачиваемого на ремонт (наладку) линии.

Рассмотрим случай, когда линия имеет 6 струй. Известно, что математическое ожидание времени безотказной работы струи равно $E(\tau) = 120$ мин, математическое ожидание времени ремонта линии $E(\Theta) = 5$ мин. Требуется найти число K , задающее оптимальный момент наладки линии.

Вычислим

$$\frac{\lambda}{l} = \frac{E(\Theta)}{E(\tau)} = \frac{5}{120} = \frac{1}{24}$$

и величины

$$\frac{1}{m(m-1)} = \frac{1}{6 \cdot 5} = \frac{1}{30}; \frac{3m-2}{m(m-1)(m-2)} = \frac{18-2}{6 \cdot 5 \cdot 4} = \frac{2}{15}.$$

Легко видеть, что

$$\frac{1}{30} \prec \frac{\lambda}{l} \leq \frac{2}{15}.$$

и, следовательно, линию целесообразно останавливать для наладки, когда число отказавших струй равно двум.

Решенная нами задача легко обобщается на случай, когда длительность ремонта зависит от числа K отказавших струй. Для этого достаточно принять, что l является функцией числа K , и оставить все проделанные выкладки без изменения. Следует отметить, что если ремонт выполняется одним наладчиком и в силу этого математическое ожидание $E(\Theta)$ времени ремонта прямо пропорционально числу K отказавших струй, то для обеспечения наибольшей производительности линию следует останавливать для наладки при отказе одной струи.

Этот вывод можно получить из (4), если положить $l = \frac{\mu}{K}$, где μ – некоторая постоянная. Полученное нами решение будет справедливо, если время τ безотказной работы струи имеет показательное распределение, которое возникает в двух случаях: во-первых, если каждый из рабочих органов струи имеет показательное распределение времени работы и, во-вторых, если применяется поочередная смена рабочих органов.

Выводы

Совершенно очевидно, что при использовании принудительной подналадки, когда рабочие органы выходят из строя по схеме накапливающихся повреждений, следует осуществлять одновременную наладку всех струй. Также обстоит дело и при использовании совместной наладки. Последнее объясняется тем, что при выходе из строя рабочих органов по схеме накапливающихся повреждений и совместной подналадке средняя интенсивность отказов струй $\lambda(T) \rightarrow \infty$ при $T \rightarrow \infty$. Если в системе (2) принять, что $\lambda(T)$ – функция времени T работы, то при $T \rightarrow \infty$ система потеряет смысл, так как $\lambda(T) \rightarrow \infty$. Тем самым теряет смысл методика проведенного нами рассуждения. Для нахождения решения система (2) должна

рассматриваться при конечном T . Это приводит при соответствующих выкладках к выводу, что совместную подналадку надо осуществлять для всей линии в целом и останавливать линию при отказе одной из струй.

Список использованной литературы:

1. Вентцель Е.С. Теория вероятностей и ее инженерные приложения: учеб. пособие для втузов / Е. С. Вентцель, Л. А. Овчаров. – 2-е изд., стер. – М.: Высш. шк., 2000. – 480 с.: ил.
2. Капустин Н. М. Автоматизация производственных процессов в машиностроении / Н. М. Капустин. – М.: Высш. шк., 2004. – 416 с.
3. Кордонский Х.Б. Приложение теории вероятностей в инженерном деле / Х. Б. Кордонский. – М. ; Л.: Физматгиз, 1963. – 436 с.

Оболенская Т.А., Белецкая И.В., Рудецкая Ю.Е. «Определение оптимального момента наладки многострунной автоматической линии».

Статья посвящена определению оптимального момента наладки многострунной автоматической линии, обеспечивая максимум производительности линии (минимум потерь). Приведены расчеты и их использование для определения оптимального момента наладки линии.

Ключевые слова: производительность, наладка, струя, линия.

Оболенська Т.О., Білецька І.В., Рудецька Ю.Є. «Визначення оптимального моменту налагодження багатострунної автоматичної лінії».

Стаття присвячена визначенню оптимального моменту налагодження багатострунної автоматичної лінії, забезпечуючи максимум продуктивності лінії (мінімум втрат). Наведені розрахунки та їх використання для визначення оптимального моменту налагодження лінії.

Ключові слова: продуктивність, налагодження, струмінь, лінія.

Obolenskaya T.A., Beletskaya I.V. Rudeckaya J.E. “Determination of optimum moment of adjusting of many-stringed automatic transfer line”.

The Article is devoted determination of optimum moment of adjusting of many-stringed automatic transfer line, providing a maximum of the productivity of line (a minimum of losses). Calculations and their use are resulted for determination of optimum moment of adjusting of line.

Keywords: productivity, adjusting, stream, line.

Стаття надійшла до редакції 14 травня 2012 р.

ТЕХНОЛОГИЯ МНОГОПРОХОДНОЙ СВАРКИ ТЕПЛОУСТОЙЧИВОЙ СТАЛИ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩАЯ СНИЖЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ПОДОГРЕВА

1. Актуальность

В энергомашиностроении часто приходится сваривать толстостенные конструкции изготавливаемые из хромомолибденовых или хромомолибденованадиевых сталей. В этих случаях применяется многопроходная сварка с предварительным подогревом. Такая же технология используется и при заварке дефектов литых крупногабаритных изделий.

Причем температура предварительного подогрева должна составлять 250-350 °С, что влечет за собой дополнительные материальные затраты и весьма немалые.

2. Постановка задачи и цели исследования

В предлагаемой технологии многопроходной сварки швы рекомендуется накладывать таким образом, чтобы избежать жесткого замыкания противоположных границ разделки сварного шва до момента окончания процесса сварки, т.е. положение последнего слоя. Это достигается тем, что процесс наплавки ведут на одну боковую сторону разделки по всей её поверхности. При таком способе сварки осуществляется еще и автоподогрев свариваемого изделия, что и позволяет значительно снизить температуру предварительного подогрева или же совсем его отменить. И еще в этом случае удастся также избежать жесткой связи сторон разделки места заварки между собой до момента наложения последнего сварного шва.

Кроме того, наложение слоев наплавленного металла друг на друга на одну боковую сторону в процессе сварки (т.е. автоподогрев) способствует выравниванию температуры нагрева свариваемых деталей, а значит и снижению поперечных и продольных напряжений в сварном шве, что в свою очередь позволяет избежать холодных трещин в сварном соединении и следовательно, получить качественную сварную конструкцию.

Есть еще один положительный момент в новой технологии многопроходной сварки заключающийся в том, что за счет наложения сварных швов на одну боковую сторону разделки за весь период процесса сварки мы смещаем область наибольшей концентрации напряжений из корня сварного шва в область основного металла и тем самым исключаем возможность появления холодных трещин в корне сварного шва, т.е. опять же повышается качество сварного соединения.

3. Результаты исследования

Новизной предлагаемой технологии является тот факт, что при многопроходной сварке угол между зеркалом жидкой сварочной ванны и образующей разделки сварного шва нужно выдерживать в пределах $20-30^\circ$ (рис. 1).

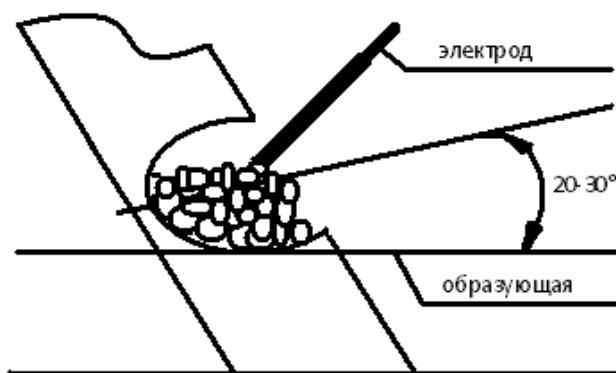


Рис. 1 – Схема многопроходной сварки

Если в процессе сварки, угол наклона между осью разделки и горизонтально составляет более 30° , то технологически невозможно качественно заварить разделку, т.к. электрод практически касается

противоположной стороны, и поэтому поддерживать стабильность горения дуги не представляет возможным.

Если же этот угол наклона будет более 20° , то заведомо увеличивается жесткость сварной конструкции, т.к. боковые противоположные стороны разделки свариваемых деталей замыкаются между собой уже после наложения третьего слоя наплавленного металла.

Для подтверждения эффективности предлагаемой технологии были сварены детали толщиной $S = 200$ мм, короткими швами длиной $\ell = 100$ мм и образцы с дефектами литья крупногабаритных конструкций весом 5 т и более, с размерами дефекта диаметром 200 мм, глубиной разделки $h = 100$ мм. При этом режим сварки был следующим: $I_{св} = 160$ А, $U = 28$ В, положение нижнее, полярность – обратная, сталь марки 15Х1М1Ф. Для определения температурного поля свариваемых деталей в образцах размещали термопары и ими фиксировали температуру в процессе их сварки в четырех зонах. Сварка осуществлялась двумя способами: первый по серийной технологии и второй – по предлагаемой технологии.

Для измерения поперечных усадочных напряжений клеили на поверхности свариваемых деталей у кромки разделки датчики, с помощью которых определяли возникающие поперечные напряжения.

Кроме того, определяли скорость охлаждения в интервале температур 350-450 °С.

Дополнительно проводили металлографические исследования сварного соединения [4], выполненного по предлагаемой технологии. Установлено, что структура наплавленного металла сварного соединения не имеет мартенситных прослоек, которые способствуют образованию трещин. Полученные данные сведены в табл. 1.

Также в сварном соединении не наблюдалось микротрещин и пор.

Предлагаемую технологию проверяем при тех же условиях и на тех же образцах, но изменяя угол, образованным зазором сварочной ванны и

образующей разделки до 35°. После чего замеряем остаточные напряжения в трех зонах и получили следующие данные $\sigma_{ост}$, МПа: I – 230, II – 240, III – 250.

Таблица 1 – Результаты испытаний

Способ сварки	$\sigma_{ост}$, МПа	$V_{охл} \text{ } ^\circ\text{C}$, в интервале температур 350-400 °С	Твердость HRB		Структура
			напл.	осн.	
Серийная технология	270 300 280	8-17	67-68	58-63	Феррит Перлит тростит
Предлагаемая технология	180 170 190 180	3.5-7	52-55	50-52	Феррит перлит

Выводы

Таким образом, предлагаемая технология сварки по сравнению с серийной, улучшает качество сварного соединения путем снижения остаточных напряжений примерно на 35% и дает возможность снизить предварительный подогрев как технологическую операцию, что в свою очередь снижает трудоемкость процесса сварки.

Орлов М.В. «Технология многопроходной сварки теплоустойчивых сталей для снижения температуры предварительного подогрева».

Предлагаемая технология многопроходной сварки теплоустойчивых сталей типа 15X1M1Ф по сравнению со штатной улучшает качество сварного соединения путем снижения остаточных напряжений примерно на 30% и позволяет снизить предварительный подогрев, как технологическую операцию, что снижает трудоемкость процесса сварки толстостенных конструкций.

Ключевые слова: предварительный подогрев, теплоустойчивая сталь, автоподогрев, остаточные напряжения.

Орлов М.В «Технологія багатопрохідним зварювання теплостійких сталей для зниження температури попереднього підігріву».

Пропонована технологія багатопрохідним зварювання теплостійких сталей типу 15Х1М1Ф в порівнянні зі штатною покращує якість зварного з'єднання шляхом зниження залишкових напружень приблизно на 30% і дозволяє скасувати попередній підігрів як технологічну операцію, що знижує трудомісткість процесу зварювання товстостінних конструкцій.

Ключові слова: попередній підігрів, теплостійка сталь, авто підігрів, залишкові напруги.

Orlov M.V. « Technology of the multipass welding high temperature steels for the decline of temperature of preheat»

The offered technology of multipass welding of high thermostable steels, type 15H1M1F compared with the standard improves the quality of welded joints by reducing the residual stress approximately 30% to undo the preheat - as a technological operation, which reduces the complexity of the process of welding thick-walled construction.

Key words: preheating, thermostable steel, auto heater, remaining tensions.

Список использованных источников:

1. Козлов Р. А. Сварка теплоустойчивых сталей / Р. А. Козлов. – Л. : Машиностроение, 1986. – 160 с.
2. Синадский С.Е. Автоподогрев и автотермообработка при сварке поперечной горкой / С. Е. Синадский, В. И. Попов // Сварочное производство. – 1975. – № 11. – С. 3–5.
3. А. с. 1816595 СССР, МПК В 23 К 9/16. Способ многопроходной сварки / Н. Г. Ефименко, М. В. Орлов, М. Е. Левенберг, Н. П. Воличенко (СССР). – № 4902660/08 ; заявл. 30.10.1990 ; опубл. 23.05.93, Бюл. № 19.
4. Ефименко Н. Г. Механические свойства сварных соединений стали 15Х1М1ФЛ, выполненных способом поперечной горки / Н. Г. Ефименко,

О. Ю. Атоженко // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. / Нац. техн. ун-т «ХПІ». –Х., 2011. – № 1. – С. 105–112.

Стаття надійшла до редакції 29 травня 2012 р.

ИЗНОСОСТОЙКИЙ НАПЛАВЛЕННЫЙ МЕТАЛЛ СИСТЕМЫ C-B-Ti-Ni

1. Постановка проблемы

Согласно литературным данным, бор образует с альфа-железом твердый раствор замещения, а с гамма-железом – внедрения (1), при этом растворимость Fe₂B при 1179 К в гамма-железе ниже, чем в альфа-железе. Мнения о влиянии бора на протяженность гамма-области противоречивы: расширяет гамма-область или почти не изменяет положение т.Ас3. Бориды железа образуются при концентрации бора более 9...16% - соответственно Fe₂B и FeB.

2. Цель работы – изучение влияния легирования бором и титаном на свойства наплавочных сталей предназначенных для условий абразивного изнашивания.

3. Основное содержание и результаты работы

Исследованные в настоящей работе наплавочные материалы можно разделить на две группы: «р» - варьирование концентрацией бора в наплавленном металле и «рт» - при соответственном варьировании содержанием бора и титана.

Качественно влияние повышения содержания бора на фазовый состав наплавленного металла обеих групп одинаково, как в сплавах без титана, так и при легировании этим элементом. При этом доля борсодержащей эвтектики растет, а мартенситно-аустенитной матрицы соответственно уменьшается (рис. 1.). Отчетливо проявляется влияние количества углерода связанного в карбиды (TiC) на микротвердость эвтектики и интегральную твердость для наплавов с минимальной (0,3...0,35%) концентрацией бора.

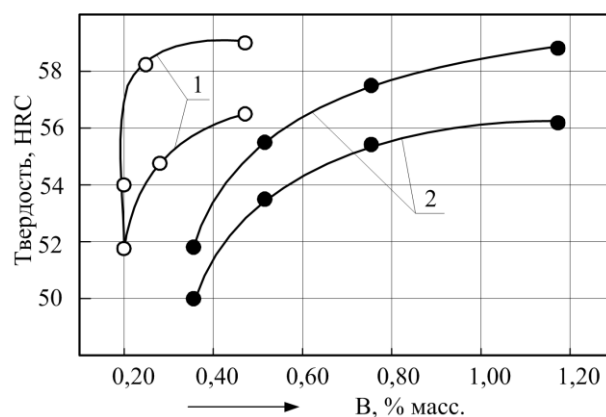


Рис. 1 – Зависимость твердости наплавленного металла от концентрации бора и титана:

1 – 1,7% C; 1,55% Ti; 0,45% Si; 1,2% Mn

2 – 1,75% C; 2,9% Ti; 0,8% Si; 1,4% Mn

(однопроходная наплавка без предварительного подогрева)

С увеличением содержания бора до 0,60...0,70% твердость сплавов, легированных титаном, а также микротвердость эвтектики и продуктов распада твердого раствора повышается менее интенсивно, чем в наплавках группы «р» (рис. 1), что можно связывать с наличием карбидов TiC. Возможность образования заметного количества нитридов титана мала, так как концентрация азота для однослойных и двухслойных валиков составляет соответственно 0,008...0,022% и 0,033...0,038%.

Обнаруженные электронным зондированием цементита незначительные концентрации не растворенных в нем титана, ванадия связаны, вероятно, с наличием дисперсных карбидов титана и ванадия.

Влияние теплового режима на фазовый состав наплавки сказывается при заметном увеличении температуры предварительного подогрева (рис. 2). Резкое снижение твердости обусловлено как изменением структуры продуктов распада твердого раствора, так и некоторым уменьшением доли эвтектики.

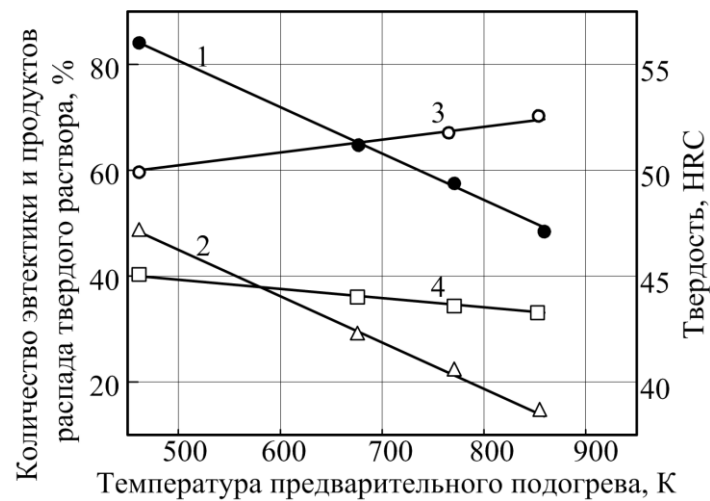


Рис. 2 – Зависимость фазового состава и твердости наплавленного металла типа 90ТР от температуры предварительного подогрева:

- 1, 2 – твердость исходная и после 4-х кратного отпуска (853 К);
 3, 4 – количество продуктов распада и эвтектики соответственно.

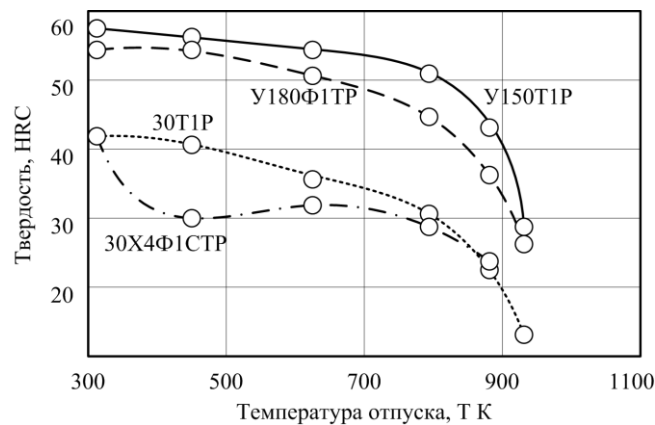


Рис. 3 – Влияние четырехкратного отпуска ($t = 84$ ч) на твердость наплавленного металла

Для сплавов с более высоким уровнем легирования (бором и титаном) характерны меньшие изменения структуры и твердости после наплавки с предварительным подогревом до указанных температур.

Доля эвтектики, от которой существенно зависят механические свойства, а также износостойкость наплавленного металла, определяется, как

$$S_E = \frac{C - C_E}{C - C_C}$$

где: C , C_s , C_e – соответственно концентрации углерода в наплавленном металле, эвтектике, насыщенном аустените, % (масс.),

$$C_C = 4,26 - 0,3(Si + P) - 0,4S + 0,03Mn - 0,07Ni - 0,07Cr, \quad \%$$

$$C_E = 2,01 - 0,15Si - 0,3P + 0,04(Mn - 1,7S) - 0,09Ni - 0,07Cr, \quad \%$$

Нашими экспериментами подтверждена удовлетворительная сходимость доли эвтектитки, определенной расчетом по формулам и методом количественной металлографии. Исследование проведено на сравнительно тонких (толщиной 12 мм) пластин из доэвтектических среднелегированных чугунов системы C-Cr-Mn-Si-Ti. Отливка велась с использованием массивных медных форм, что обеспечивало скорость охлаждения, близкую к характерным ее значениям при дуговой наплавке. Кривые зависимости твердости металла от количества эвтектики каждой трех групп, сопрягаясь, создают общую зависимость $HRC=f(\Theta)$ (рис. 4).

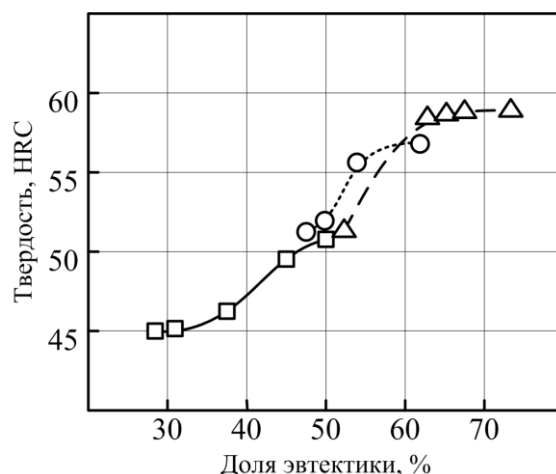


Рис. 4 – Зависимость твердости HRC литых чугунных пластин от количества эвтектики

Возможность использования расчетных выражений для ориентировочного определения количества эвтектики в наплавленном металле, косвенно подтверждается сходством структуры: тонко разветвленная стержневая структура дендритов и дисперсность цементита. Структура наплавленного металла – мартенсит либо бейнит, остаточный аустенит и карбиды.

Проведенные экспериментальные исследования подтверждают удовлетворительную сходимость расчетной величины доли эвтектики, определенной по приведенным формулам, и методом количественной металлографии.

Выводы

1. После многократного отпуска твердость высокоуглеродистой боротитановой наплавки несколько выше твердости наплавленного металла типа «Сормайт №1»;
2. Твердость боротитанового наплавленного металла (У15ТР, У20Т2Р и др.) при кратковременных испытаниях в интервале 293...923 К примерно равна твердости наплавки «Сормайт №1»;
3. Стойкость к абразивному износу наплавленного металла типа У15ТР примерно равна, а наплавки У25НРТЗ несколько выше стойкости образцов наплавленных сормайтотом.

Список использованных источников:

1. Геллер Ю.А. Инструментальные стали / Ю. А. Геллер. – М.: Металлургия, 1968. – 477 с.
2. Гудермон Э. Специальные стали / Э. Гудермон. – М.: Металлургиздат, 1960. – 685 с.
3. Кальянов В.Н. Теплостойкость и износоустойчивость боротитанового наплавленного металла / В. Н. Кальянов, В. А. Муратов, А. В. Почепцов // Сварочное производство. – 1970. – № 6. – С. 21–23.
4. Лившиц Л.С. Основы легирования наплавленного металла / Л. С. Лившиц, Н. А. Гринберг, Э. Г. Куркумелли. – М.: Машиностроение, 1969. – 188 с.

Петренко А.Н. «Износостойкий наплавленный металл системы С-В-Ti-Ni».

Рассмотрено несколько вариантов экономнолегированных, наплавочных сталей, предназначенных для деталей и инструмента, работающего в условиях абразивного изнашивания. В статье рассмотрены некоторые структурные

особенности сталей и их связь с механическими свойствами и износостойкостью.

Ключевые слова: абразивное изнашивание, наплавка, фазовый состав, бор.

Петренко А.М. «Зносостійкий наплавлений метал системи С-В-Ті-Ні».

Розглянуто кілька варіантів економнолегованих, наплавочних сталей, призначених для деталей та інструмента, що працюють в умовах абразивного зношування. У статті розглянуті деякі структурні особливості сталей та їх зв'язок із механічними властивостями і зносостійкістю.

Ключові слова: абразивне зношування, наплавлення, фазовий склад, бор.

Petrenko A.N. «Wear-resistant deposited metal of C-B-TI-NI alloying system»

This article deals with several variations of economically alloyed, wear-resistant, practically feasible building up steels. The steels mean for details and implements operating at the wear conditions. Moreover, some structural features and interconnections with mechanical properties and wear-resistance have been studied.

Key words: abrasive wearing, surfacing, phase structure, boron.

Стаття надійшла до редакції 14 травня 2012 р.

©Романов С.В., Литвинова О.О.

ЗАСТОСУВАННЯ ПАРАМЕТРИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПРИ ПРОЕКТУВАННІ МОДУЛЬНИХ ІНДУКЦІЙНИХ НАГРІВАЧІВ

1. Актуальність теми

У наш час перед всіма галузями народного господарства України поставлене завдання підвищення конкурентоздатності товарів вітчизняних виробників, зниження металоємності та енерговитрат.

Найважливішими напрямками в області розвитку машинобудування є: поліпшення якості та надійності машин, удосконалювання технології виробництва, технічне переозброєння новою технікою, що дозволила б здійснити комплексну механізацію виробничих процесів.

У машинобудуванні для нагріву деталей під складання (розбирання) широко застосовуються індукційні нагрівачі з феромагнітними сердечниками з живленням обмотки струмами промислової частоти (50 Гц).

2. Постановка проблеми

Індукційний нагрів відноситься до класу електронагріву, при якому електрична енергія перетворюється в теплову. Він забезпечує високу концентрацію енергії, високий ККД (через відсутність неповного згорання), можливість автоматизації.

У механоскладальному і ремонтному виробництвах для складання або розбирання з'єднань з натягом застосовується індукційний спосіб нагріву деталі з'єднання, що охоплює, для створення технологічного зазору. Найбільш висока швидкість нагріву, електричні і теплові характеристики досягаються за допомогою соленоїдного індуктора охоплювального типу. Істотний недолік таких нагрівачів, це їх низька універсальність – можливо нагрівати 2-3 типи

деталей. Це обумовлено тим, що збільшення проміжку між внутрішньою поверхнею індуктора і деталлю різко погіршує умови нагріву із-за послаблення магнітного поля, що діє на деталь.

Параметризація дозволяє за короткий час «програти» (за допомогою зміни параметрів або геометричних відношень) різні конструктивні схеми, уникнути принципових помилок і розробити значну кількість моделей. Це значно полегшує роботу конструкторів, прискорює процес виробництва і дає змогу отримувати кращі результати при застосуванні індукційного обладнання.

3. Індукційний нагрів та принцип модульності

Суть індукційного нагріву полягає в тому, що змінне електромагнітне поле індукує в металі електрорушійну силу, під дією якої виникає вихровий струм, і метал нагрівається відповідно до закону Джоуля-Ленца. Індукційний нагрів має наступні переваги:

- Швидкість нагріву. Висока концентрація і точна локалізація енергії при нагріві забезпечують короткий цикл, високу продуктивність, покращують показники використання устаткування і матеріалів і знижують ризик деформації при нагріві.
- Висока і однорідна якість. Індукційний нагрів дозволяє з легкістю здійснити точне автоматичне управління процесом. Він ідеально узгоджується з автоматизованим виробництвом і не вимагає спеціальної підготовки персоналу.
- Нагріваючи тільки усередині матеріалу. Безперервний нагрів робиться безпосередньо в деталі. Індукційний нагрів дозволяє уникнути складне технічне обслуговування, виміри, нагрів футерування печей і їх охолодження. В процесі нагріву не виділяється дим або інші шкідливі емісії, що забруднюють матеріали і устаткування. Усе це знижує небезпеку процесу і покращує робочі умови.
- Знижені витрати енергії. В силу самого принципу індукційного нагріву формування тепла відбувається усередині деталі і, внаслідок цього,

процес ефективніший за витратами енергії, чим інші методи, і кількість розсіяної енергії винятково низько.

Застосування індукційно-нагрівального устаткування (ІНУ), побудованого за модульним принципом дозволяє досягти більшої універсалізації. Під модульністю розуміється можливість нарощування числа індукційних котушок як для розподілу джерел теплової енергії уздовж осі деталі на одній позиції, так і зміна числа позицій нагріву (рис. 1).

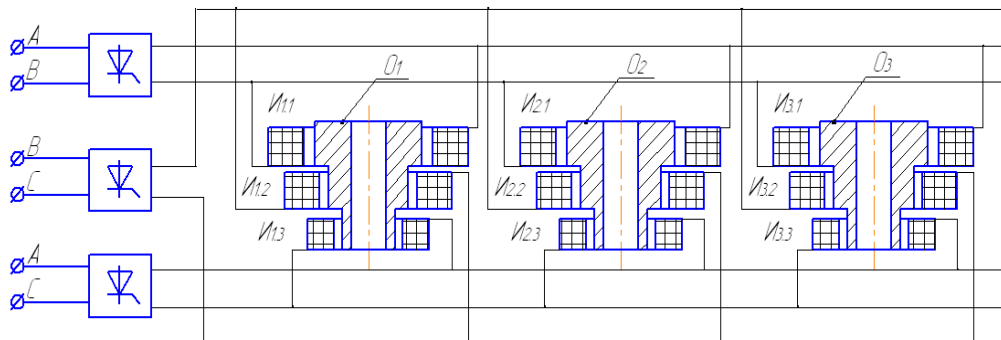


Рис. 1 – Схема модульного нагрівача

Управління процесом нагріву за допомогою такої модульної системи вимагає особливий алгоритм роботи індукційних котушок. Для забезпечення економічності нагріву необхідно щоб в кожен момент часу сумарна споживана потужність нагрівача не перевищувала б допустиму для електромережі. Крім того, необхідно забезпечити рівномірне завантаження фаз, щоб виключити вплив нагрівача на інших споживачів електроенергії.

Необхідний алгоритм функціонування забезпечує трипозиційна система управління (СУ), структурна схема якої представлена на рис. 2.

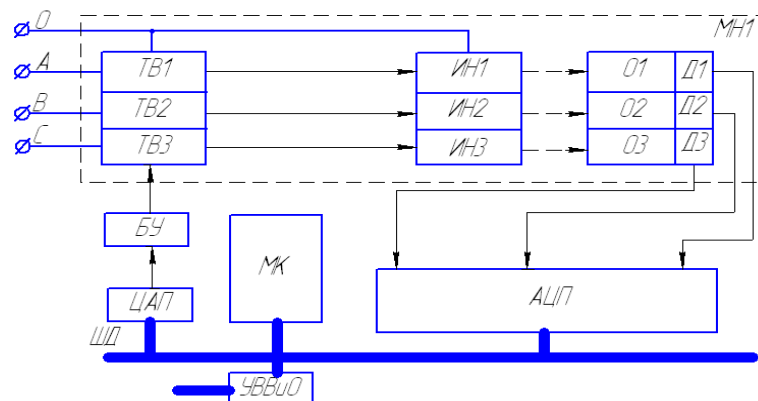


Рис. 2 – Схема СУ для модульних нагрівачів

Ця схема припускає можливість нарощування модулів нагріву МН. Тут ТВ – транзисторний генератор; ИН – індукційний нагрівач; О – об’єкт, що нагрівається; Д – датчики аналогових параметрів; АЦП – аналогово-цифрові перетворювачі; МК – мікропроцесорний контролер; УВВиО – пристрій введення-виводу і відображення інформації; ЦАП – цифро-аналоговий перетворювач; ШД – шина даних мікроконтролера; БУ – блок управління.

4. Складності при проектуванні та конструюванні

Необхідним етапом проектування індукційних нагрівачів для складання і розбирання з’єднань з натягом є попереднє визначення розрахунковим шляхом електричних і геометричних характеристик індукційних котушок, з урахуванням конструктивних і технологічних особливостей деталей, що підлягають індукційному нагріву. Нагрівач повинен задовольняти наступним вимогам:

- забезпечувати нагрів деталі до заданої температури з необхідною швидкістю;
- не змінювати фізико-хімічні властивості матеріалу деталі;
- бути безпечним, надійним і економічним в експлуатації, зручним при обслуговуванні і ремонті.

Складність виготовлення індукційних нагрівачів полягає у високих трудовитратах, які при цьому визначають перспективність конструювання індукторів. Для виготовлення індукторів використовуються різні матеріали і складові. Залежно від призначення ІНУ, умов експлуатації і технічних і економічних вимог, вони можуть бути виготовлені з магнітною системою з нерегульованими магнітопровідниками, з магнітною системою з регульованими магнітопровідниками, без магнітопровідників.

Важливе місце займають питання оптимального проектування і в області розробки облаштувань індукційного нагріву металу. Постановка задачі оптимального проектування ІНУ і визначення методу її рішення також дуже складна. В одному випадку алгоритми, а, отже, і результати оптимізації спираються тільки на попередній досвід і не містять в строгій формі жодного

критерію оптимальності, в іншому використовується строга математична постановка завдання оптимального проектування і точний метод її рішення.

При оптимальному проектуванні передбачається наявність формалізованих критеріїв оптимізації і математичних моделей проєктованих пристроїв. Найбільш загальним критерієм оптимізації є техніко-економічний критерій ефективності усієї проєктованої системи. Узагальнений критерій у більшості випадків включає ряд окремих критеріїв, тому завдання оптимального проектування є завданням багатокритерійної оптимізації. Окремі критерії зазвичай відбивають процеси різної фізичної природи, що протікають в системі, і є несумірними. Важливо серед спеціальних критеріїв виділити найбільш суттєві.

Для вирішення задачі оптимального проектування розроблена методика оптимізації. У основу покладена процедура зондування простору параметрів проєктованої індукційної нагрівальної установки із застосуванням так званих ЛПт - послідовностей, які мають найкращі характеристики рівномірності серед усіх відомих нині рівномірно розподілених послідовностей.

Використання як регульованих параметрів, просторово-часової функції розподілу потужності джерел внутрішнього тепловиділення дозволяє підвищити ефективність роботи індукційної нагрівальної установки.

5. Параметризація конструкції соленоїдного індукційного нагрівача

Процес параметричного моделювання (параметризація) – моделювання (проєктування) з використанням параметрів елементів моделі і співвідношень між цими параметрами.

Параметричне моделювання істотно відрізняється від звичайного двомірного креслення або тривимірного моделювання. Конструктор, у разі параметричного проєктування, створює математичну модель об'єктів з параметрами, при зміні яких відбуваються зміни конфігурації деталі, взаємні переміщення деталей у зборці і т.

Параметризація двомірних креслень зазвичай доступна в CAD-системах середнього і важкого класів. Таких як: T-FLEX CAD 2D, Solid Edge 2D , AutoCAD,

КОМПАС-Графік та ін. Тривимірне параметричне моделювання є набагато ефективнішим (але і складнішим) інструментом, ніж двовірне параметричне моделювання. У сучасних системах середнього і важкого класу наявність параметричної моделі закладена в ідеологію самих САПР. Існування параметричного опису об'єкту є базою для усього процесу проектування. Серед представників таких програм Pro/Engineer, SolidWorks, T-FLEX CAD, КОМПАС-3D та ін.

Таблична параметризація полягає в створенні таблиці параметрів типових деталей. Створення нового екземпляра деталі робиться шляхом вибору з таблиці типорозмірів. Можливості табличної параметризації дуже обмежені, оскільки завдання довільних нових значень параметрів і геометричних стосунків зазвичай неможливе.

Проте, у нашій роботі ми використовуємо саме табличну параметризацію, оскільки вона дозволяє істотно спростити і прискорити створення бібліотек стандартних і типових деталей, а також їх застосування в процесі конструкторського проектування.

Традиційне електромагнітне проектування ІНУ, призначених для нагріву деталей з метою теплового складання і розбирання, спирається на методики, що враховують електромагнітні процеси в масиві деталі, що нагрівається, і допустимі по теплових обмеженнях електромагнітні навантаження в обмотці і магнітопроводі нагрівача. Виняткова різноманітність геометричних форм і розмірів деталей, що нагріваються, відмінність умов нагріву при зборці і розбиранні, а також технологічні вимоги, пов'язані з механізацією нагріву і складально-розбірних операцій, визначають велике число вживаних конструктивних рішень. Крім того, накопичений експериментальний досвід і досвід використання нагрівачів у виробництві дозволяють, при обліку відповідної інформації, практично на кожному кроці проектування забезпечити отримання найбільш ефективних технологічних рішень.

Вибір рішень, що задовольняють технічним вимогам складально-розбірних робіт (час і температура нагріву, зручність використання пристроїв

транспортувань і захоплюючих) при мінімізації масагабаритних характеристик і витрат при експлуатації складають мету параметричного проектування нагрівача.

Висновки

Вказана різноманітність конструктивних рішень, велике число функцій цілі при оптимізації і необхідність обліку накопиченого різноманітного і суперечливого експериментального і виробничого досвіду при проектуванні, не дозволяють повністю формалізувати наявну інформацію і створити повністю автоматизований алгоритм пошуку оптимального конструктивного рішення, що спирається на відомі математичні методи оптимізації.

Представляється раціональною побудова САПР проектування ІНУ із застосуванням параметричного моделювання, орієнтованого в значній частині на діалогову участь в ухваленні тих або інших технічних рішень і що містить наступні модулі:

1) розрахунковий модуль, що дозволяє виконувати електромагнітне проектування нагрівачів різних типорозмірів, який забезпечує вибір необхідних геометричних рішень;

2) графічний модуль на базі CAD-систем середнього і важкого класів таких як: Pro/Engineer, SolidWorks, T - FLEX CAD, КОМПАС- 3D, що дозволяє отримати 3-вимірну модель і конструкторську документацію для розробленої ІНУ.

Список використаних джерел:

1. Изюмов Н. М., Линде Д. П. Основы радиотехники / Н. М. Изюмов, Д. П. Линде. – М.: Госэнергоиздат, 1959. – С. 512.

2. Лозинский М. Г. Промышленное применение индукционного нагрева / М. Г. Лозинский. – М.: Изд-во АН СССР, 1948. – С. 471.

3. Норенков И. П. Основы автоматизированного проектирования: учеб. для вузов / И. П. Норенков. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2009. – 430 с.

4. Разработка САПР. В 10-ти кн. / под ред. А. В. Петрова. – М. :Высш. шк., 1990.

5. Слухоцкий А. Е. Индукторы / А. Е. Слухоцкий. – Л. : Машиностроение, 1989. – С. 69.

Романов С.В., Литвинова О.О. «Застосування параметричного моделювання при проектуванні модульних індукційних нагрівачів».

У роботі розглянуто застосування модульних індукційних нагрівачів, способи їх проектування та конструювання параметричним моделюванням, а також складності, що виникають при цьому.

Ключові слова: індукційний нагрів, принцип модульності, параметризація.

Романов С.В., Литвинова Е.О. «Применение параметрического моделирования при проектировании модульных индукционных нагревателей».

В работе рассмотрено применение модульных индукционных нагревателей, способы их проектирования и конструирования параметрическим моделированием, а также сложности, возникающие при этом.

Ключевые слова: индукционный нагрев, принцип модульности, параметризация.

Romanov S.V., Litvinova E.O. «Application of parametrical modeling during module induction heaters design».

A task is in-process considered application of module induction heaters, methods of their planning and constructing by means of parametric modeling, and also complications arising up here.

Key words: induction heating, module principle, parameterization.

Стаття надійшла до редакції 29 березня 2012 р.

©Смирнов И.П.

ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТРУДОЕМКОСТИ ЧИСТОВОЙ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ ПРИ СЕРИЙНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

1. Постановка проблемы

Динамика развития машиностроения, в том числе и подъемно-транспортного, предполагает разработку новых конструкций деталей и изделий и освоение их производства в кратчайшие сроки.

В процессе технологической подготовки производства, технолог сталкивается с решением множества задач, от решения которых зависит качество и себестоимость конечной продукции. При недостатке времени на детальную проработку технологического процесса, нередки случаи, когда в производство запускается не самый оптимальный вариант получения детали и изделия.

Определение трудоемкости механической обработки на ранней стадии проектирования технологического процесса, позволяет сократить сроки технологической подготовки и снизить вероятность ошибок.

2. Цель работы – создание методики расчета трудоемкости чистовой обработки изделий на токарных станках на начальной стадии проектирования технологического процесса.

3. Анализ существующих решений

Общепринятый в настоящее время предварительный расчет нормы штучного времени на начальной стадии проектирования технологического процесса не всегда дает результат с удовлетворительной точностью.

Штучное время при обработке наружных поверхностей вращения на токарном станке, определяется по зависимости [1]

$$T_{\text{шт}} = 10^3 \cdot D_{\text{об}} \cdot L \cdot K_0 \cdot K_{\text{АВ}}, \text{ мин}, \quad (1)$$

где $D_{\text{об}}$ – диаметр обрабатываемой заготовки, мм;

L – длина обрабатываемой заготовки, мм;

K_0 – коэффициент основного времени;

$K_{\text{АВ}}$ – коэффициент, учитывающий вспомогательное время, время на обслуживание рабочего места, отдых и личные надобности.

Сравнение результатов, полученных по формуле (1) с фактическими значениями $T_{\text{шт.ф.}}$, полученными аналитически согласно [2], представлено на рис. 1.

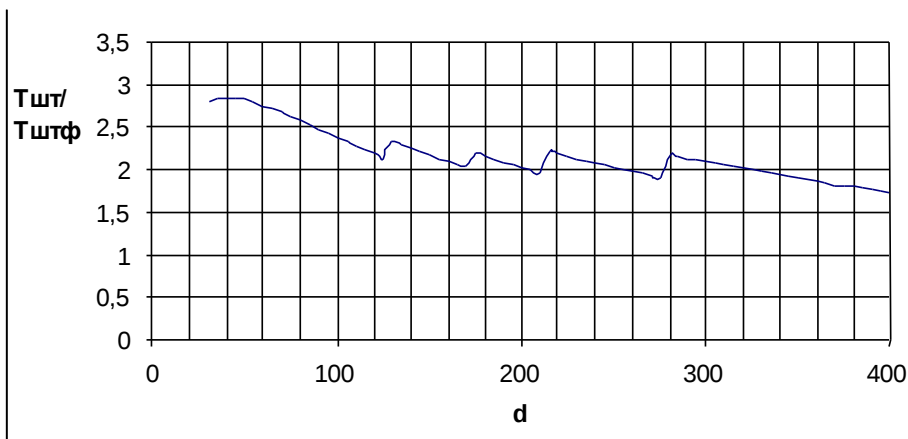


Рис. 1 – Зависимости отношения $T_{\text{шт}}/T_{\text{шт.ф.}}$ от диаметра d при глубине резания $t = 0,5$ мм

Данная ошибка (до 280 %) вызвана, на наш взгляд, тем, что формула (1) учитывает только диаметр обработки и длину детали.

Учет массы снимаемого в единицу времени материала (стружки) и требуемой шероховатости поверхности дает более точную характеристику трудоемкости технологического процесса.

Взаимосвязь на начальной стадии проектирования технологического процесса величины штучного времени от массы стружки, глубины резания, шероховатости поверхности, а также других параметров отражена в этой статье.

4. Основной материал

Основной задачей чистовой обработки является достижение заданной точности и шероховатости поверхности за минимальное время.

Аналитическое определение подач производилось при вариации глубины резания от $t = 0,1$ мм до $t = 0,8$ мм с шагом $0,1$ мм и шероховатости в пределах $R_z 5$ мкм – $R_z 90$ мкм.

Остальные исходные данные принимались следующие: φ (град) = 60° – главный угол резца в плане, φ_1 (град) = 30° – вспомогательный угол резца в плане, $K_{pz} = 0,7$ - комплексный коэффициент, $C_n = 0,008$ – коэффициент, $z = 0,3$ – показатель степени, $r = 1$ мм - радиус при вершине резца, $x = 0,3$ – показатель степени, $y = 1,4$ - показатель степени, $u = 0,7$ - показатель степени.

Для каждого варианта определялись объем и масса снимаемого материала за единицу времени.

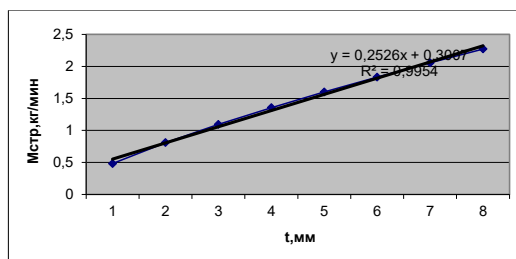
Для различных значений шероховатости строились графики зависимости массы стружки от глубины резания и находилась формула линейной зависимости.

Графики зависимости массы стружки от глубины резания, формула линейной зависимости и величина достоверности аппроксимации R^2 показаны на рис. 2.

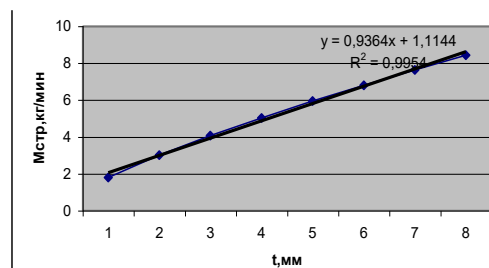
Как показывает анализ графиков, масса стружки имеет линейную зависимость от глубины резания на всем диапазоне рассматриваемых величин шероховатости

$$M_{СТР} = 10A \cdot t + B, \quad (2)$$

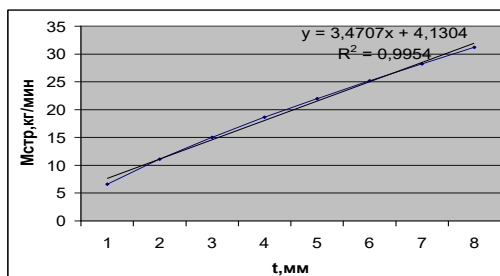
где A и B – коэффициенты, которые изменяются в зависимости от шероховатости. Величина достоверности аппроксимации при этом достаточно высока $R^2=0,9954$.



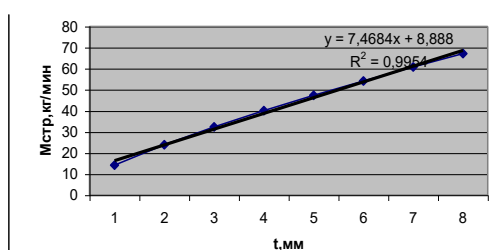
а)



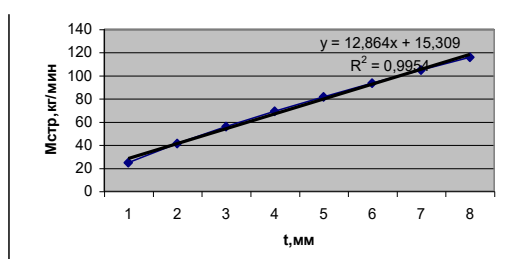
б)



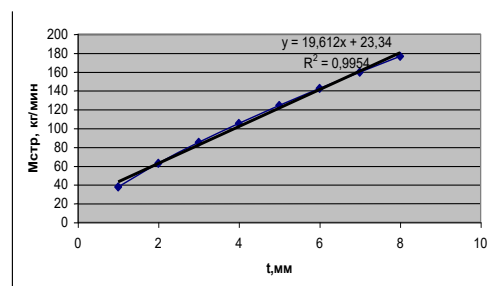
в)



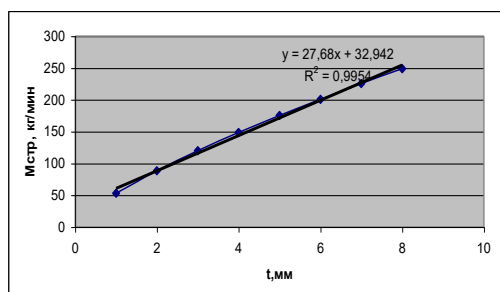
г)



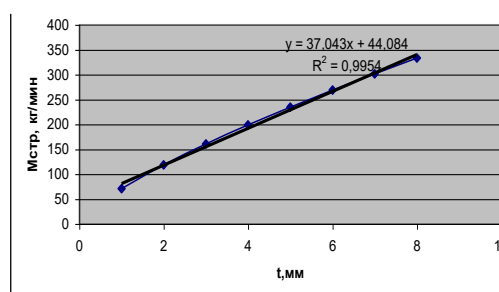
д)



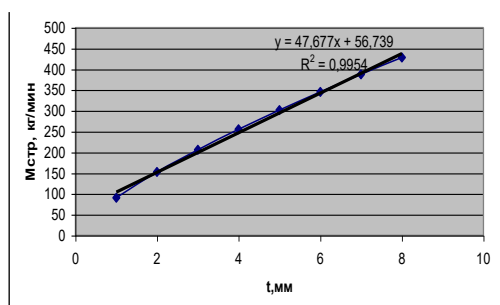
е)



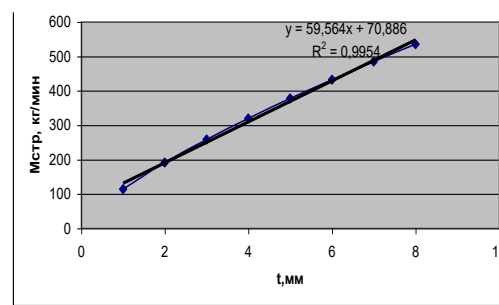
ж)



з)



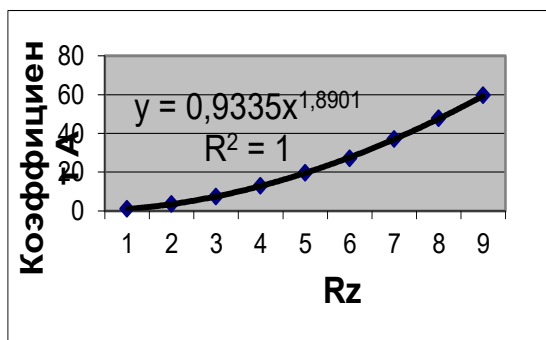
и)



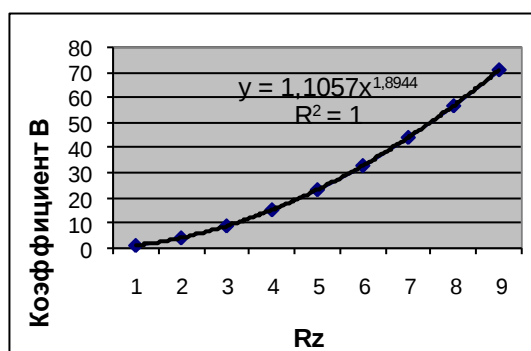
к)

Рис. 2 – Зависимость массы стружки от глубины резания при: а) $R_z = 5$ мкм, б) $R_z = 10$ мкм, в) $R_z = 20$ мкм, г) $R_z = 30$ мкм, д) $R_z = 40$ мкм, е) $R_z = 50$ мкм, ж) $R_z = 60$ мкм, з) $R_z = 70$ мкм, и) $R_z = 80$ мкм, к) $R_z = 90$ мкм

Зависимость коэффициентов A и B от шероховатости представлена на рис. 3.



a)



б)

Рис. 3 – Зависимость коэффициентов A и B в выражении (2) от шероховатости R_z и формула степенной зависимости

Как видно и графиков, зависимость коэффициентов A и B от шероховатости носит степенной характер

$$A = 0,9335 \cdot (R_z/10)^{1,8901}, \quad (3)$$

$$B = 1,1057 \cdot (R_z/10)^{1,8944}. \quad (4)$$

Подставляя коэффициенты A и B в формулу (2) получим зависимость массы снимаемого материала (стружки) в единицу времени от шероховатости и глубины резания (припуска на токарную чистовую обработку), кг/мин

$$M_{cmp} = 0,9335 \cdot (R_z/10)^{1,8901} \cdot t \cdot 10 + 1,1057 \cdot (R_z/10)^{1,8944}, \quad (5)$$

После преобразования формула (5) примет вид

$$M_{cmp} = 0,12023 \cdot R_z^{1,8901} \cdot t + 0,014101 \cdot R_z^{1,8944},$$

Или, допустив равенство показателей степеней и переведя массу в кг,

$$M_{cmp} = R_z^{1,89} (0,12 \cdot t + 0,014) / 1000, \quad (6)$$

где M_{cmp} – масса стружки, получаемая при работе станка за одну минуту, кг/мин,

R_z – шероховатость, заданная чертежом, мкм

t – припуск на обработку, мм.

Таким образом, для определения основного времени на токарную чистовую обработку заготовки необходимо знать шероховатость, припуск и разницу между массой заготовки M_z и массой детали M_d на данной операции

$$T_o = (M_z - M_d) / M_{cmp}, \quad (7)$$

Штучное время определяется [3]

$$T_{шт} = T_o + T_e + T_{обс} + T_{отд}, \quad (8)$$

где T_e – вспомогательное время на операцию, мин;

$T_{обс}$ – время на обслуживание рабочего места, мин;

$T_{отд}$ – время на отдых и личные надобности, мин

По [3] время на обслуживание рабочего места и время на отдых и личные надобности составляет 10-12% от оперативного времени, то есть

$$T_{обс} + T_{отд} = 0,1(T_o + T_e), \quad (9)$$

Вспомогательное время зависит от массы заготовки, вида приспособления, степени механизации технологического процесса и других факторов. Для расчетов вспомогательное время T_e рекомендуется выбирать по таблице 1 [3].

Таблица 1 – Зависимость вспомогательного времени от массы заготовки

Масса заготовки, кг	До 1	Свыше 1 до 3	Свыше 3 до 5	Свыше 5 до 8	Свыше 8 до 12	Свыше 12 до 20	Свыше 20 до 30	Свыше 30 до 50	Свыше 50 до 80
Вспомогательное время, мин	1	1,3	1,55	1,85	2,2	2,7	3,3	4	5,1

Зависимость вспомогательного времени от массы заготовки представим в виде

$$T_e = 1 + M_3/K, \quad (10)$$

где K – коэффициент, который зависит от массы заготовки (табл. 2).

Подставляя выражение (7) в формулу (8) с учетом (6), (9) и (10) получим окончательное выражение зависимости штучного времени

$$T_{шт} = 1,1 \{ (M_3 - M_0) / [R_z^{1,89} (0,12 \cdot t + 0,014) / 1000] + (1 + M_3/K) \}, \text{ мин}, \quad (11)$$

где M_3 – масса заготовки, кг;

M_0 – масса детали, кг;

R_z – шероховатость поверхности, мкм;

t – глубина резания, мм.

Таблица 2 – Зависимость коэффициента K от массы заготовки

Масса заготовки, кг	1-12	12-20	20-30	30-50	50-80
Коэффициент K , кг/мин	9,5	11,3	13	16	20

Сравнение штучного времени $T_{шт}$, полученных по формуле (11) с фактическим штучным временем и $T_{шт.факт}$ в диапазоне глубин резания от $t = 0,1$ мм до $t = 0,8$ мм и шероховатости поверхности детали $R_z 5$ мкм – $R_z 90$ мкм

дает удовлетворительный результат. Отклонения составляют +5% и -12% (рис. 4).

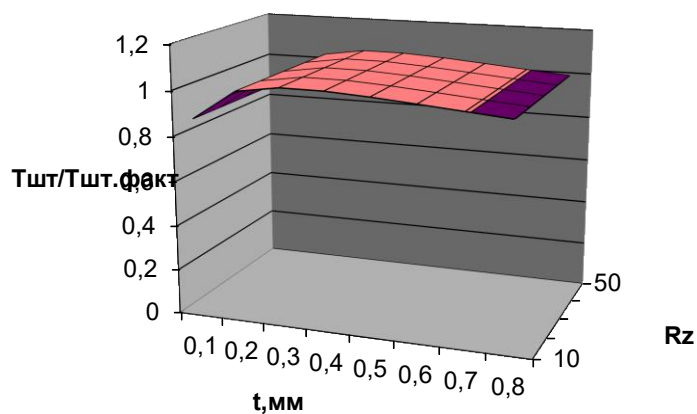


Рис. 4 – Отношение штучного времени $T_{шт}$ по формуле (11) к фактическому штучному времени $T_{шт.факт}$

Выводы

Найденная взаимосвязь трудоемкости механической обработки поверхностей вращения от массы снимаемого материала, шероховатости, глубины резания позволит более точно определить штучное время на начальной стадии разработки технологического процесса.

Список использованных источников:

1. Горбачевич А. Г. Курсовое проектирование по технологии машиностроения / А. Г. Горбачевич, В. А. Шкред. – М.: Высш. шк., 1983. – 256 с.
2. Справочник технолога-машиностроителя : в 2-х т. Т. 1 / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 656 с.
3. Общемашиностроительные нормативы времени: вспомогательного, на обслуживание рабочего места и подготовительно-заключительного для технического нормирования станочных работ. Серийное производство. – 2-е изд. – М.: Машиностроение, 1974. – 421 с.

Смирнов И.П. «Предварительное определение трудоемкости чистовой токарной обработки при серийном производстве».

В статье рассмотрена зависимость штучного времени при чистовой обработке заготовок на токарных станках от массы заготовки и детали, припуска на обработку и шероховатости поверхности. Предложена методика расчета трудоемкости механической обработки на ранней стадии проектирования технологического процесса, которая позволяет сократить сроки технологической подготовки производства и снизить вероятность ошибок при проектировании.

Ключевые слова: трудоемкость, чистовая токарная обработка, штучное время, масса стружки, припуск, глубина резания, шероховатость.

Смирнов І.П. «Попереднє визначення трудомісткості чистової токарної обробки при серійному виробництві».

У статті розглянута залежність штучного часу при чистовій обробці заготівель на токарних верстатах від маси заготівлі і деталі, припуска на обробку і шорсткості поверхні. Запропонована методика розрахунку трудомісткості механічної обробки на ранній стадії проектування

технологічного процесу, яка дозволяє скоротити терміни технологічної підготовки виробництва і понизити вірогідність помилок при проектуванні.

Ключові слова: трудомісткість, чистова токарна обробка, штучний час, маса стружки, припуск, глибина різання, шорсткість.

Smirnov I.P. “Preliminary determination of labour intensiveness of clean lathe treatment at a serial production”.

In the article dependence of piece time is considered at clean treatment of purveyances on lathes from mass of purveyance and detail, overmeasure on treatment and roughness of surface. Methodology of calculation of labour intensiveness of tooling is offered on the early stage of planning of technological process, that allows to reduce the terms of technological preproduction and bring down probability of errors at planning.

Key words: Labour intensiveness, clean lathe treatment, piece time, mass of shavings, overmeasure, cutting depth, roughness.

Стаття надійшла до редакції 11 травня 2012 р.

©Тихоненко В.В., Созонов Ю.И.

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ОБРАБОТКИ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ МДО-ПОКРЫТИЯ

1. Введение

Одним из наиболее перспективных способов поверхностного упрочнения является метод микродугового оксидирования (МДО), который позволяет получать на деталях из вентильных металлов (Al, Ti, Zr, Mg и др.) и их сплавов многофункциональные покрытия с уникальным комплексом свойств и высокими эксплуатационными характеристиками, позволяющими использовать изделия в оборудовании различных отраслей промышленности [1].

МДО является сложным процессом, при котором решающее влияние на формирование оксидного слоя и его свойства оказывают состав и концентрация электролита, электрические (плотность тока, соотношение катодной и анодной составляющих тока) и временные параметры режима МДО, состав оксидируемого сплава. Выявление закономерностей влияния условий получения оксидно-керамического покрытия может служить основанием для внедрения технологии МДО в практику.

2. Постановка задачи и цели исследований

Целью настоящей работы является изучение взаимосвязи параметров обработки с характеристиками покрытия, полученного на алюминиевых сплавах методом микродугового оксидирования.

Задача разработки и нанесения покрытий достаточно сложна, а процесс формирования покрытий носит вероятностный характер и относится к ряду многофакторных. Поэтому для определения оптимальных значений режимов формирования износостойких покрытий на алюминиевых сплавах Д16, АМг6 и

АК5 методом МДО предлагается использовать приемы, которые существуют в теории планирования эксперимента, позволяющие найти зависимость в виде полиномиальной модели при одновременном оперировании факторами, влияющими на конечный результат (параметр оптимизации).

Авторы экспериментально исследовали влияние параметров обработки (концентрация КОН, концентрация Na_2SiO_3 , плотность тока и время оксидирования) на микротвердость и толщину упрочненного слоя на сплавах Д16, АМг6 и АК5, в результате чего были поставлены следующие задачи:

1. Определить аппроксимирующие функции зависимости микротвердости и толщины упрочненного покрытия от одного из выбранных режимов МДО при фиксированных значениях остальных технологических параметров.

2. Построить полиномы, соответствующие множественным зависимостям моделируемых показателей качества от технологических параметров МДО, используя планирование эксперимента.

Вычисления по определению вида эмпирической формулы проводили в MS Excel, а вычисления коэффициентов эмпирической формулы методом наименьших квадратов и планирование эксперимента – с использованием программы Maple 12.

3. Определение аппроксимирующих функций зависимости характеристик получаемого покрытия от параметров обработки

Задача построения аппроксимирующей функции решалась в два этапа:

- определение вида аппроксимирующей функции $f(x)$, т.е. класса функций, к которому принадлежит аппроксимирующая функция (линейная, квадратичная, показательная и т.д.);
- определение параметров (различного рода коэффициентов) аппроксимирующей функции выбранного вида методом наименьших квадратов.

Выбор вида эмпирической формулы облегчается при сведении к 7 видам наиболее часто встречающихся зависимостей, по выполнению необходимых

условий устанавливалось существование наиболее подходящего вида зависимости [2]. Для подтверждения предположения о характере зависимости при выборе аппроксимирующей функции $y=f(x)$ проводили ее «линеаризацию» методом выравнивания, т.е. сводили нелинейную функцию $y=f(x)$ к линейной. При расположении полученных после замены точек с достаточной точностью на прямой подтверждается предположение о характере зависимости x и y .

На рис. 1 представлен график полученной теоретической зависимости и соответствующих ей данных эксперимента микротвердости от плотности тока для сплава АМг6. В случае полного совпадения наблюдаемых и предсказанных с помощью модели значений все точки должны лежать на диагональной прямой. Как видно, отклонение полученных точек от диагональной прямой незначительно. Таким образом, подтверждается адекватность полученной модели. Аппроксимация логарифмической функцией свидетельствует о том, что вначале наблюдается быстрый рост, а затем постепенная стабилизация микротвердости с увеличением плотности тока, что соответствует физической сущности процесса МДО.

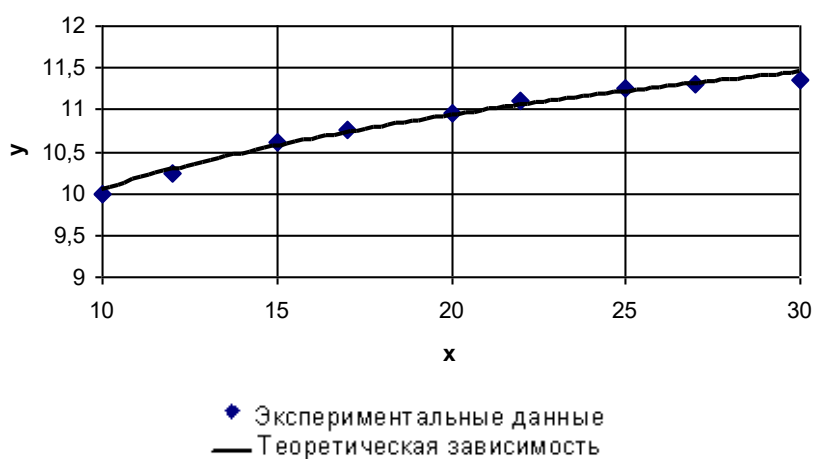


Рис. 1 – Зависимость микротвердости (y) от плотности тока (x) для сплава АМг6

Проанализировав полученные данные и сравнив для каждого сплава, можно заключить, что полученный вид функции свидетельствует о характере изменения микротвердости и толщины упрочненного слоя и объясняется

природой процесса нанесения покрытия МДО. Отметим, что на всех сплавах прослеживается общий характер изменения микротвердости и толщины от токовых режимов по логарифмической функции.

4. Оценка степени влияния параметров обработки на характеристики получаемого покрытия

Поскольку необходимо оценить степень влияния параметров обработки на характеристики получаемого покрытия, то достаточно составить уравнение первого порядка, включающее линейные эффекты и эффекты взаимодействия факторов:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^n b_i x_i + \sum_{i=1}^n b_{ij} x_i x_j, \quad (1)$$

где y – функция отклика, x_i – влияющие факторы, b_0 – свободный член, b_i , b_{ij} – коэффициенты регрессии, n – число опытов.

Моделируемыми показателями, характеризующими основные износостойкие свойства покрытий, являются: y_1 – микротвердость (H , ГПа) и y_2 – толщина упрочненного слоя (h , мкм). Предварительно проделанные эксперименты показали, что такие случайные характеристики как микротвердость и толщина приближенно могут быть описаны нормальным распределением.

В качестве основных факторов, оказывающих наибольшее влияние на микротвердость и толщину упрочненного слоя, были выбраны: X_1 – соотношение катодной и анодной токовых составляющих (I_k/I_a), X_2 – плотность тока (i , А/дм²), X_3 – концентрация КОН (C_{KOH} , г/л), X_4 – концентрация метасиликата натрия ($C_{\text{Na}_2\text{SiO}_3}$, г/л), X_5 – продолжительность оксидирования (T , ч). Выбор уровней и интервалов варьирования факторов проводили на основании предварительных опытов и данных литературного анализа: $i \in [10, 30]$ А/дм²; $I_k/I_a \in [1, 1.5]$; $C_{\text{KOH}} \in [1, 5]$ г/л; $C_{\text{Na}_2\text{SiO}_3} \in [2, 14]$ г/л; $T \in [0.5, 2.5]$ ч.

Решая поставленную задачу методом планирования эксперимента, для анализа степени влияния токовых параметров на микротвердость и толщину упрочненного слоя по данным, полученным на сплаве Д16 были составлены зависимости $H(i, I_k/I_a)$ и $h(i, I_k/I_a)$. Используя данные экспериментов на сплавах АМГ6 и АК5, считалось целесообразным проанализировать зависимости: $H(C_{KOH}, C_{Na_2SiO_3}, i)$, $h(C_{KOH}, C_{Na_2SiO_3})$ и $h(i, T)$. Используя теорию, предложенную в [3-4], для ПФЭ 2² и ПФЭ 2³ в системе Maple была создана программа, позволяющая решить задачу по определению математических моделей микротвердости и толщины упрочненного слоя МДО-покрытия от условий получения данного покрытия.

В результате получены следующие регрессионные модели:

для сплава Д16:

$$H(i, I_k/I_a): y_1 = 8,637 + 3,637 \cdot x_1 + 4,412 \cdot x_2 + 3,412 \cdot x_1 \cdot x_2;$$

$$h(i, I_k/I_a): y_2 = 44,345 + 26,975 \cdot x_2 + 0,655 \cdot x_1 \cdot x_2;$$

для сплава АМГ6:

$$h(C_{KOH}, C_{Na_2SiO_3}): y_2 = 84,937 - 10,887 \cdot x_3 - 4,862 \cdot x_4 - 4,087 \cdot x_3 \cdot x_4;$$

$$h(i, T): y_2 = 62,637 - 38,412 \cdot x_2 - 41,162 \cdot x_5 + 44,887 \cdot x_2 \cdot x_5;$$

$$H(C_{KOH}, C_{Na_2SiO_3}, i):$$

$$y = 10,325 + 0,925 \cdot x_3 - x_4 - 0,675 \cdot x_2 + 4,5 \cdot x_3 \cdot x_4 - 2,325 \cdot x_3 \cdot x_2 - \\ - 5,15 \cdot x_4 \cdot x_2 - 0,6 \cdot x_3 \cdot x_4 \cdot x_2;$$

для сплава АК5:

$$h(C_{KOH}, C_{Na_2SiO_3}): y_2 = 82,75 - 11 \cdot x_3 - 5,25 \cdot x_4 - 4 \cdot x_3 \cdot x_4;$$

$$h(i, T): y_2 = 57,233 - 34,933 \cdot x_2 - 37,908 \cdot x_5 + 41,058 \cdot x_2 \cdot x_5;$$

$$H(C_{KOH}, C_{Na_2SiO_3}, i):$$

$$y = 8,834 + 0,684 \cdot x_3 - 0,959 \cdot x_4 - 0,815 \cdot x_2 + 3,94 \cdot x_3 \cdot x_4 - \\ - 2,665 \cdot x_3 \cdot x_2 - 4,559 \cdot x_4 \cdot x_2 - 0,459 \cdot x_3 \cdot x_4 \cdot x_2.$$

Анализ уравнений дает следующую информацию.

По линейным коэффициентам полинома для сплава Д16 заключаем, что на твердость сплава Д16 практически в одинаковой степени влияют как плотность тока и соотношение катодной и анодной токовых составляющих, так и их взаимодействие, т.е. эффект от влияния одного фактора зависит от уровня, на котором находится другой фактор. Причем с увеличением значения этих факторов в рассматриваемом диапазоне микротвердость повышается. Из токовых параметров, влияющих на толщину упрочненного слоя, значительным является плотность тока, что вытекает из уравнения, полученного для толщины.

По количественной оценке коэффициентов уравнений регрессии для толщины упрочненного слоя сплавов АМг6 и АК5 более сильно влияющим фактором является концентрация КОН, в сравнении с концентрацией Na_2SiO_3 . Знак коэффициентов регрессии показывает, что увеличение концентраций этих компонентов в электролите уменьшает толщину получаемого слоя покрытия. Сопоставляя с экспериментальными данными, отметим, что концентрация КОН в электролите от 1 до 3 г/л увеличивает толщины внешнего упрочненного и рыхлого слоев покрытия, а при концентрации КОН свыше 3 г/л наблюдается уменьшение толщин упрочненного и рыхлого слоев покрытия и снижение микротвердости формируемого упрочненного слоя. С увеличением концентрации в электролите Na_2SiO_3 при остальных постоянных параметрах МДО наблюдается уменьшение глубины проникновения внутреннего упрочненного слоя в основу, а толщина внешнего упрочненного слоя покрытия увеличивается, твердость при этом уменьшается.

Анализ уравнений регрессии для микротвердости МДО-покрытий на сплавах АМг6 и АК5 показывает, что более значимое влияние на микротвердость этих сплавов оказывают не линейные эффекты, а парные взаимодействия факторов. Так как $b_{34} > 0$, к росту отклика будет вести одновременное изменение X_3 и X_4 в одну и ту же сторону. Для уменьшения микротвердости необходимо уменьшать концентрацию КОН и увеличивать концентрацию Na_2SiO_3 либо наоборот. Коэффициенты b_{32} , $b_{42} < 0$, а значит, уменьшение отклика связано с изменением в одном направлении как факторов

X_2 и X_3 , так и факторов X_4 и X_2 . Эти эффекты взаимодействия заметно превосходят линейные.

Для нахождения оптимальных режимов процесса формирования покрытий методом МДО далее производили крутое восхождение – движение из некоторой точки внутри изученной области факторов, определяемой полученными уравнениями регрессии, в направлении градиента уравнений [5]. Восхождение осуществляется мысленно (для ряда опытов) и реализуется экспериментально.

При сопоставлении результатов крутого восхождения для сплава Д16 выявлено, что оптимальными режимами для получения покрытий одновременно с максимальной твердостью и толщиной являются: $I_K/I_a=1,3$ и $i = 25 \div 30$ А/дм², для сплавов АМГ6 и АК5 – $C_{KOH} = 3$ г/л, $C_{Na_2SiO_3} = 6$ г/л, $i = 25 \div 30$ А/дм² и $T = 1,5$ ч.

После перехода к физическим переменным получаем математические модели в натуральном масштабе:

$$\text{для сплава Д16: } H = 15,748 - 12,748 \cdot i - 1,265 \cdot (I_K / I_a) + 1,365 \cdot i \cdot (I_K / I_a);$$

$$h = -9,88 - 5,24 \cdot i + 2,67 \cdot (I_K / I_a) + 0,262 \cdot i \cdot (I_K / I_a);$$

$$\text{для сплава АМГ6: } h = 335,865 - 10,574 \cdot i - 130,936 \cdot T + 4,489 \cdot i \cdot T;$$

$$h = 98,25 - 2,833 \cdot C_{KOH} + 0,125 \cdot C_{Na_2SiO_3} - 0,333 \cdot C_{KOH} \cdot C_{Na_2SiO_3};$$

$$H = 2,312 - 1,012 \cdot C_{KOH} + 0,125 \cdot C_{Na_2SiO_3} + 0,848 \cdot i + 0,475 \cdot C_{KOH} \cdot C_{Na_2SiO_3} - \\ - 0,076 \cdot C_{KOH} \cdot i - 0,0708 \cdot C_{Na_2SiO_3} \cdot i - 0,005 \cdot C_{KOH} \cdot C_{Na_2SiO_3} \cdot i;$$

$$\text{для сплава АК5: } h = 328,135 - 10,702 \cdot i - 134,024 \cdot T + 4,806 \cdot i \cdot T;$$

$$h = 98,25 - 2,833 \cdot C_{KOH} + 0,125 \cdot C_{Na_2SiO_3} - 0,333 \cdot C_{KOH} \cdot C_{Na_2SiO_3};$$

$$H = 0,28 - 0,232 \cdot C_{KOH} + 0,145 \cdot C_{Na_2SiO_3} + 0,834 \cdot i + 0,405 \cdot C_{KOH} \cdot C_{Na_2SiO_3} - \\ - 0,103 \cdot C_{KOH} \cdot i - 0,064 \cdot C_{Na_2SiO_3} \cdot i - 0,004 \cdot C_{KOH} \cdot C_{Na_2SiO_3} \cdot i.$$

По данным моделям построены поверхности отклика микротвердости и толщины упрочненного слоя. На рис. 2 в качестве примера приведены поверхности микротвердости и толщины для сплава Д16.

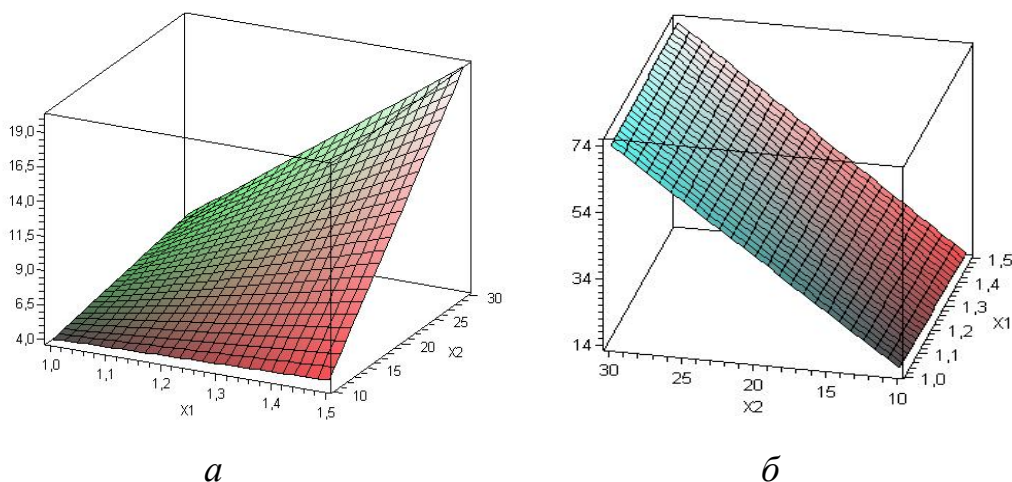


Рис. 2 – Поверхность микротвердости $H(i, I_k/I_a)$ – (а) и толщины упрочненного слоя $h(i, I_k/I_a)$ – (б) алюминиевого сплава Д16

Выводы

Результаты исследований подтвердили, что варьируя концентрацией компонентов электролита, плотностью тока и продолжительностью оксидирования, т.е. подобрав оптимальный режим, можно изменять в широких пределах структуру и свойства покрытий, сформированных способом МДО.

Полученные регрессионные модели, являющиеся адекватными процессу формирования оксидного покрытия методом МДО, позволили выяснить, в какой мере каждый из факторов влияет на функцию отклика, а также могут применяться в практических расчетах.

Изучение взаимосвязи «параметры обработки МДО - свойства покрытия» для алюминиевых сплавов различных групп и исследование их физико-механических свойств с привлечением физических методов диагностики (экзоэлектронной и акустической эмиссии, контактной разности потенциалов) является базой для дальнейшей разработки практических рекомендаций по определению оптимальных технологических параметров МДО-покрытий с необходимыми характеристиками.

Список использованных источников:

1. Тихоненко В. В. Метод микродугового оксидирования / В. В. Тихоненко, А. М. Шкилько // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2012. – № 2/13 (56). – С. 13–18.
2. Демидович Б.П. Численные методы анализа. Приближение функций, дифференциальные и интегральные уравнения / Б. П. Демидович, И. А. Марон, Э. З. Шувалова. – М.: Наука, 1967. – 368 с.
3. Бондарь А. Г. Планирование эксперимента в химической технологии / А. Г. Бондарь, Г. А. Статюха. – К.: Вища школа, 1976. – 184 с.
4. Методы исследований и организация экспериментов / под ред. проф. К. П. Власова – Х.: Гуманитарный Центр, 2002. – 256 с.
5. Никитин М. Д. Теплозащитные и износостойкие покрытия деталей дизеля / М. Д. Никитин, А. Я. Кулик, Н. И. Захаров. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1977. – 168 с.

Тихоненко В.В., Созонов Ю.И. «Влияние параметров обработки на характеристики МДО-покрытия».

В статье изучена взаимосвязь параметров обработки со свойствами МДО-покрытия, получаемого на алюминиевых сплавах. Используя планирование эксперимента, получены регрессионные модели, соответствующие зависимостям микротвердости и толщины упрочненного покрытия от технологических параметров МДО.

Ключевые слова: микродуговое оксидирование, аппроксимирующая функция, полный факторный эксперимент.

Тихоненко В.В., Созонов Ю.И. «Вплив параметрів обробки на характеристики МДО-покриття».

У статті вивчено взаємозв'язок параметрів обробки з властивостями МДО-покриття, одержуваного на алюмінієвих сплавах. Використовуючи планування експерименту, отримано регресійні моделі, що відповідають

залежностям мікротвердості і товщини зміцненого покриття від технологічних параметрів МДО.

Ключові слова: мікродугове оксидування, апроксимуюча функція, повний факторний експеримент.

Tihonenko V.V., Sozonov Y.I. «Influence of processing parameters on the characteristics of MAO-coating».

In the article interrelation of processing parameters with the properties of MAO-coatings produced on aluminum alloys is studied Regression models corresponding to the dependencies of microhardness and thickness of hardened coating of the technological parameters of MAO are obtained using experiment planning.

Keywords: microarc oxidation, approximating function, full factorial experiment.

Стаття надійшла до редакції 18 травня 2012 р.

©Челишева С.В., Рябчиков М.Л.

УДОСКОНАЛЕННЯ НОРМАТИВНОЇ БАЗИ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНІЧНИХ ТЕКСТИЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ АНАЛІЗУ ТЕРМОМЕХАНІЧНИХ КРИВИХ

1. Постановка проблеми

Технічні текстильні матеріали знайшли широке розповсюдження в різних галузях промисловості, зокрема в машинобудуванні. У ряді випадків вони працюють в середовищі підвищених температур під дією різноманітних навантажень. Обробка подібних матеріалів у ряді випадків потребує підвищення температури і виконання процесів деформування, що вимагає теоретичного обґрунтування цих процесів. Аналіз стандартів, що визначають методи визначення характеристик подібних матеріалів свідчить про те, що процеси взаємозв'язку температурних і механічних характеристик не знайшли значного відображення в стандартах.

2. Аналіз останніх досліджень і публікацій

В ряді нормативних документах [1-3] визначаються основні вимоги до випробувань текстильних технічних матеріалів. В стандартах [3-4] визначаються вимоги до механічних характеристик технічних матеріалів, однак не визначаються вимоги до випробувань матеріалів в середовищі підвищених температур. Єдиним знайденим стандартом, що потребує випробувань в середовищі підвищених температур є [5], однак з нього важко визначити реальні показники взаємозв'язку механічних і теплових характеристик. Між тим, взаємозв'язок цих характеристик має досить важливе значення як для експлуатації, так і для обробки листових полімерних матеріалів [6].

3. Мета роботи - на підставі теоретичного аналізу експериментальних даних визначити нормативні характеристики технічних текстильних матеріалів і оцінити вплив технологічних факторів на ці характеристики.

4. Об'єкт дослідження - термомеханічні властивості текстильних матеріалів.

5. Предмет дослідження – нормативні параметри термомеханічних характеристик.

Для досягнення цієї мети необхідно вирішити наступні задачі:

- розглянути теорію деформації текстильних матеріалів;
- розглянути одноциклові характеристики;
- розробити методику визначення волого-теплових характеристик текстильних матеріалів;
- отримати волого-теплові характеристики лляних матеріалів у звичайних умовах;
- провести аналіз впливу концентрації додаткових матеріалів на термомеханічні характеристики матеріалів.

Практичне значення складається в можливості визначення реальної функції деформування матеріалу, що дозволить визначати реальні параметри волого теплової обробки.

Для проведення експериментальних досліджень використовувалась експериментальна установка кафедри технологій та дизайну Української інженерно-педагогічної академії (рис. 1).

До нагрівального циліндру 1 розміщується зразок досліджуваного матеріалу 2, до якого кріпиться вага 3, що розтягує досліджуваний зразок. Подовження досліджуваного зразка під дією ваги і підвищення температури, котру вимірює термометр 4, відображається показниками індикатора 5.



Рис. 1 – Експериментальна установка по визначенню термомеханічних характеристик

Для отримання волого-теплових характеристик лляних матеріалів в звичайних умовах проводилися експериментальні дослідження на зразках лляних матеріалів в звичайному стані (зразок сухий). Результати дослідження зразків лляної тканини представлено на рис. 2.

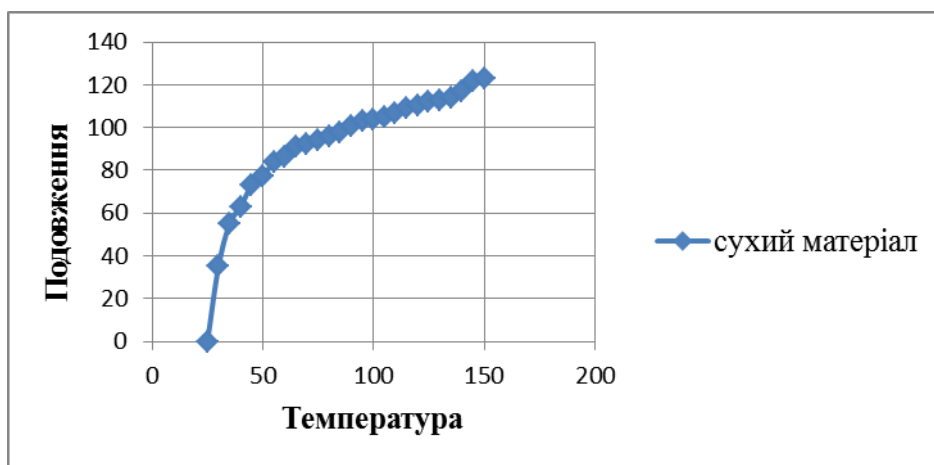


Рис. 2 – Термомеханічна крива сухого зразка лляного матеріалу

Одержана залежність демонструє досить яскраві точки переходу матеріалу з пружного стану до високо еластичного, а після цього – до в'язкотекучого. Точки переходу досі в існуючих стандартах не визначалися.

Необхідно відзначити, що одержані результати у різних випадках можуть мати різне значення. Так, при визначенні умов експлуатації матеріалу в середовищі підвищених температур корисно було б мати зменшені величини високо еластичних деформацій. В процесі пресування матеріалів бажано мати збільшені характеристики деформацій.

На рис. 3 показані термомеханічні залежності для змочених зразків. З рисунку видно, що деформаційні характеристики матеріалів в значній мірі збільшилися.

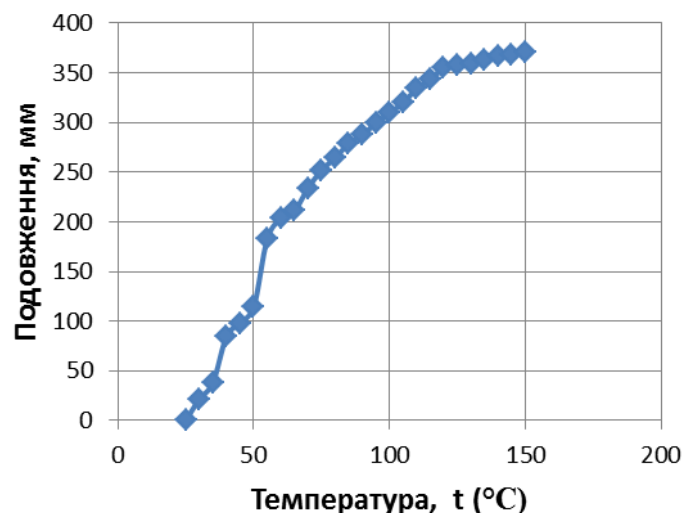


Рис. 3 – Термомеханічна крива вологого зразка льняного матеріалу

Для проведення аналізу впливу концентрації солі на волого теплові характеристики льняних матеріалів проводилися експериментальні дослідження на зразках льняних матеріалів, змочених в розчині з різною концентрацією солі (1%, 2%, 3%, 4% і без солі). Результати цих досліджень відображені на рис. 4.

Виходячи з порівняння термомеханічних кривих зразків льняного матеріалу, змочених у розчині солі різної концентрації можна виявити залежність деформації від концентрації солі, залежність температури від концентрації солі.

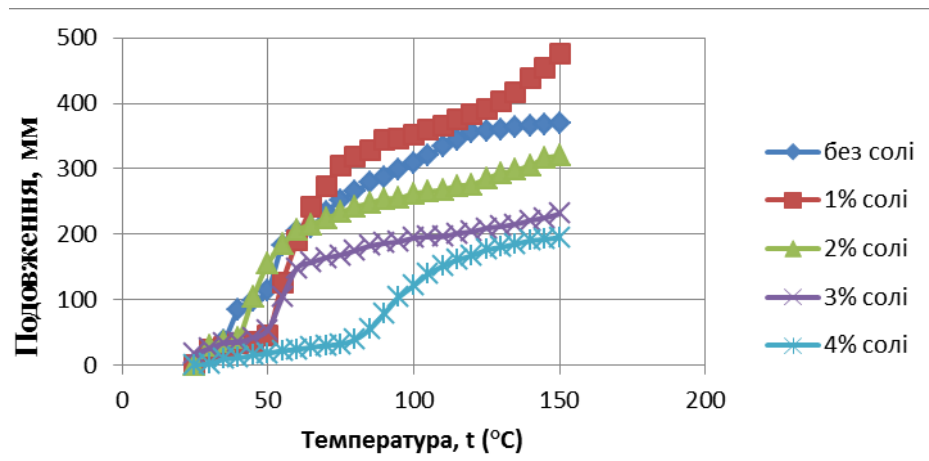


Рис. 4 – Порівняння термомеханічних кривих зразків лляного матеріалу, змочених у розчині солі різної концентрації

Залежність деформації від концентрації розчину солі відображено на рис. 5.

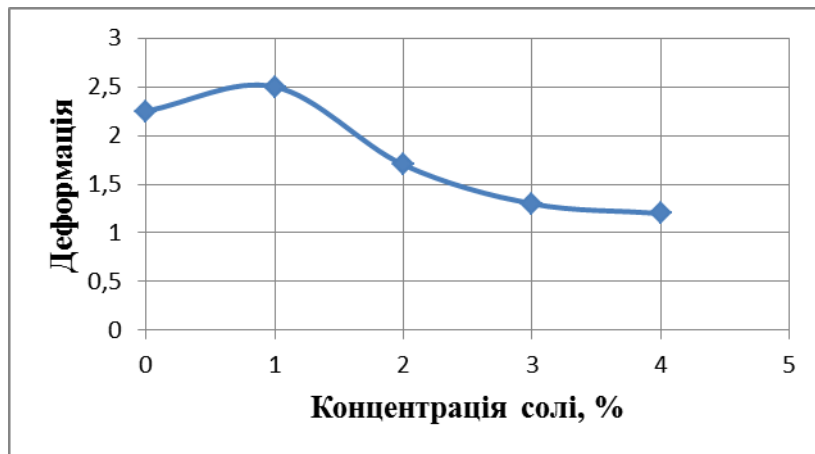


Рис. 5 – Залежність деформації від концентрації розчину солі

Проаналізувавши залежність деформації від концентрації розчину солі можна сказати, що якщо обробити матеріал розчином з невеликою концентрацією солі, можна підвищити її формоутворювальну здатність. Це дозволить зменшити енерговитрати при волого-тепловій обробці лляних виробів. Також виявлено, що при обробці лляного матеріалу більш концентрованим розчином солі підвищується її формостійкість і чим вища концентрація розчину, тим вища формостійкість.

Залежність температури переходу у високо еластичний стан від концентрації розчину солі відображено на рис. 6.



Рис. 6 – Залежність температури еластичного перетворення від концентрації розчину солі

На рис. 6 видно, що при підвищенні концентрації розчину солі підвищується і температура проведення волого-теплової обробки, а це означає, що при обробці лляного матеріалу більш концентрованим розчином солі підвищується її температура волого-теплової обробки, і чим вища концентрація розчину, тим вища температура. Цей факт можна взяти до уваги, створюючи спеціальний робочий одяг для людей, які мають справу з роботою в умовах підвищених температур.

Висновки

Виходячи з порівняння термомеханічних кривих зразків лляного матеріалу, змочених у розчині солі різної концентрації можна виявити залежність деформації від концентрації солі, залежність температури від концентрації солі.

Проаналізувавши залежність деформації від концентрації розчину солі можна сказати, що якщо обробити матеріал розчином з невеликою концентрацією солі, можна підвищити її формоутворювальну здатність. Це дозволить зменшити енерговитрати при волого-тепловій обробці лляних виробів. Також виявлено, що при обробці лляного матеріалу більш концентрованим розчином солі підвищується її формостійкість і чим вища концентрація розчину, тим вища формостійкість.

Проаналізувавши залежність температури від концентрації розчину солі, що при підвищенні концентрації розчину солі підвищується і температура проведення волого-теплової обробки, а це означає, що при обробці лляного матеріалу більш концентрованим розчином солі підвищується її температура волого-теплової обробки, і чим вища концентрація розчину, тим вища температура.

Список використаних джерел:

1. ГОСТ Р ИСО 3759-99. Материалы текстильные. Подготовка, нанесение меток и измерение проб текстильных материалов и одежды при испытании по определению изменений линейных размеров. – М.: Изд-во стандартов, 2011. – 4 с.

2. ГОСТ 15902.3-97. Полотна нетканые. Методы определения прочности. – М.: Изд-во стандартов, 1997. – 6 с.

3. ГОСТ 29104.22-91. Ткани технические. Метод определения компонентов полного удлинения при растяжении нагрузкой, меньше разрывной. – М. : Изд-во стандартов, 1991. –4 с.

4. ГОСТ 29104.4-91. Ткани технические. Метод определения разрывной нагрузки и удлинения при разрыве. – М.: Изд-во стандартов, 1991. – 7 с.

5. ГОСТ 29104.9-91. Ткани технические. Метод определения изменения размеров в горячем воздухе. – М. : Изд-во стандартов, 1991. – 7 с.

6. Рябчиков Н. Л. Система подготовки требований к качеству намотки рулонов / Н. Л. Рябчиков, С. В. Челышева // Информационные технологии. Наука, техника, технология, образование, здоровье : сб. науч. тр. / ХГПУ. – Харьков, 1998. – С. 303–306.

7. Толкунова Н. М. Испытание текстильных материалов / Н. М. Толкунова, Е. Н. Чернов, И. Е. Гончарова. – М.: Легпромбытиздат, 1993. – 224 с.

Челышева С.В., Рябчиков М.Л. «Удосконалення нормативної бази дослідження технічних текстильних матеріалів на основі аналізу термомеханічних кривих».

Розглянуті проблеми визначення нормативних характеристик технічних текстильних матеріалів при сумісних теплових і механічних випробуваннях. Одержані термомеханічні залежності, з яких легко визначати основні характерні показники. Визначений вплив вологи і концентрації солі на термомеханічні характеристики.

Ключові слова: технічні текстильні матеріали, нормативна база, термомеханічні характеристики, волога, концентрація.

Челишева С.В., Рябчиков Н.Л. «Усовершенствование нормативной базы исследования технических текстильных материалов на основе анализа термомеханических кривых».

Рассмотрены проблемы определения нормативных характеристик технических текстильных материалов при совместных тепловых и механических испытаниях. Получены термомеханические зависимости, из которых легко определять основные характерные показатели. Определено влияние влаги и концентрации соли на термомеханические характеристики.

Ключевые слова: технические текстильные материалы, нормативная база, термомеханические характеристики, влага, концентрация.

Chelysheva S.V., Ryabchykov N.L. “Improvement regulatory basis of research of technical textiles in terms of analysis thermomechanical curves”.

The problems of determining the characteristics of the normative technical textiles with the joint thermal and mechanical tests are shown. Depending on the thermomechanical is obtained, from which it is easy to determine the main characteristic indicators. The influence of moisture and salt concentration on the thermomechanical properties is determined.

Key words: technical textile materials, regulations, thermomechanical characteristics, the moisture concentration.

Стаття надійшла до редакції 28 листопада 2011 р.

©Фурсова Т.Н.

АВТОМАТИЗАЦИЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ И АНАЛИЗА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ЭНЕРГОБЛОКОВ

1. Постановка задачи

Технико-экономические показатели (ТЭП) характеризуют экономичность, безотказность и долговечность энергооборудования в процессе его эксплуатации. На основе автоматизации определения ТЭП с помощью средств вычислительной техники непосредственно в ходе производства электроэнергии может быть получена объективная информация об экономичности протекания технологических процессов, а также о действительном состоянии энергооборудования.

Условия оптимальной работы электростанций определяются в процессе анализа ее технико-экономических показателей. Поэтому анализ показателей является одной из важнейших задач автоматизированных систем управления (АСУ), в значительной степени определяющей ее эффективность. Анализ базируется на сравнении показателей с их оптимально-нормативными значениями. Фактические технико-экономические показатели – это показатели, которые реально имеют системы учета и отчетности, реальных условий эксплуатации и т.п. факторов. К сожалению, пока не существует апробированных рекомендаций по расчетам показателей безотказности и долговечности оборудования. Методы определения этих показателей находятся только в начальной стадии разработки. Поэтому состав технологического алгоритма в настоящее время ограничивается, главным образом, показателями тепловой экономичности, охватывающими важнейшие технологические участки парогенераторной, реакторной и турбинной установок, вспомогательного оборудования и энергоблока в целом.

Во многих отечественных, и особенно зарубежных публикациях, отмечается, что автоматизация определения и анализа ТЭС дает существенный технико-экономический эффект [1–3]. Поэтому реализация результатов автоматизации этой задачи в АСУ энергоблоками ТЭС и АЭС является весьма актуальной.

2. Основной материал

2.1. Алгоритмизация определения ТЭП. С точки зрения методики вычисления ТЭП удобно разделить на первичные и вторичные, а последние – на абсолютные и относительные (удельные). Первичные показатели – это средние (интегральные) значения измеренных наиболее важных технологических параметров за расчетный период (температура и давление свежего пара, температура питательной воды и уходящих газов, содержание кислорода в продуктах сгорания, нагрузка генератора, объемные расходы воды и пара и др.). Вторичные относительные (удельные) показатели – это отношения абсолютных показателей (удельные потери тепла парогенератора, к.п.д. парогенератора, удельный расход тепла на турбоустановку, удельный расход топлива и др.). Структура алгоритма расчета и анализа ТЭП энергоблока представлена на рис. 1. Входная текущая информация, поступающая от датчиков технологических параметров, подвергается первичной обработке, которая включает в себя алгоритмы усреднения (интегрирования), контроля достоверности, а также коррекции недостоверной информации. Задача усреднения входной информации сводится к вычислению интеграла по всем измеряемым технологическим параметрам.

$$\overline{X} = \frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} x(t) dt. \quad (1)$$

где T_0 – интервал усреднения;

$x(t)$ – текущее значение усредняемой величины.

Так как в цифровой вычислительной машине каждый параметр представлен последовательностью своих значений в дискретные моменты

времени $t_0, 2t_0, \dots, nt_0$ (t_0 – период квантования), то интеграл (1) может быть вычислен лишь приближенными методами (с помощью квадратурных формул). Простейшим и наиболее распространенным методом является метод прямоугольников. При использовании этого метода формула для вычисления принимает вид:

$$\bar{X} = \frac{t_0}{T} \sum_{i=1}^n x(t_i). \quad (2)$$

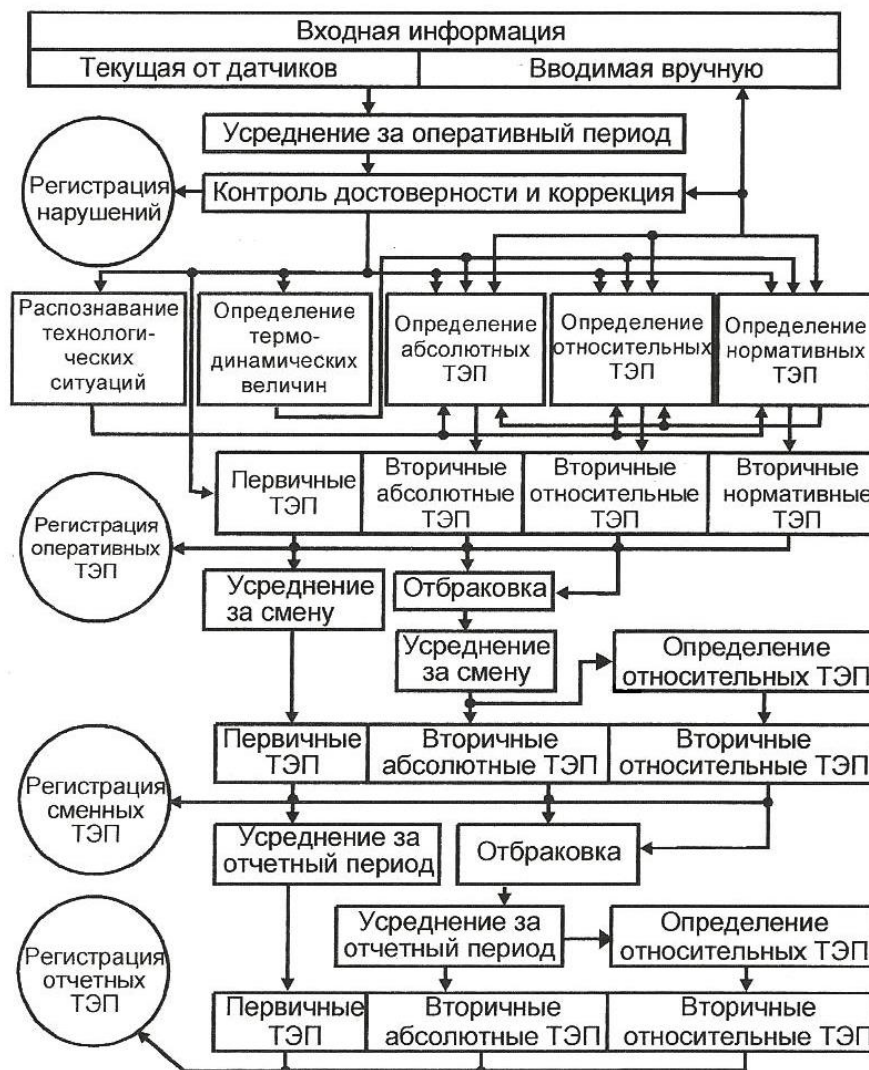


Рис. 1 – Структурная схема расчета и анализа ТЭП энергоблока

Период квантования t_0 определяется из условия допустимой погрешности вычисления [1] и выбирается обычно общим для всех технологических параметров. После усреднения технологических параметров

реализуется алгоритм контроля достоверности и коррекции искаженной информации. Использование в этих алгоритмах усредненных значений параметров обеспечивает их высокую помехоустойчивость и существенное снижение затрат машинного времени.

Самым простым способом проверки достоверности является использование граничных значений параметра ($X_{\min}$ и $X_{\max}$). Выполнение условия $X_{\min} < \bar{X}(T) < X_{\max}$ указывает на достоверность параметра. Границы достоверности выбираются из технологических соображений. Для проверки достоверности входной информации используются также методы продольной и поперечной диаграммы. Их сущность заключается в сравнении взаимосвязанных технологических параметров. Сравняться между собой могут как одноименные (например, температуры среды на параллельных потоках), так и разноименные (электрическая мощность блока - производительность парогенератора) параметры.

Эффективность автоматизированного расчета ТЭП существенно зависит от надежности функционирования системы. Значительная часть сбоев при расчете связана с использованием большого объема рабочей информации, поступающей от датчиков и преобразователей.

Существенным резервом для повышения надежности функционирования системы является замена рабочей информации априорной, накопленной в результате предшествующего опыта. На этом принципе построен алгоритм коррекции искаженной информации. В качестве априорной информации могут быть использованы: математическое ожидание параметра; среднее значение параметра за неполный период расчета; корреляционная связь между параметрами. Выбор вида априорной информации и решение вопроса о возможности ее использования в конечном счете зависят от величины приращения погрешности показателя, при расчете которого используется эта информация.

В результате первичной обработки информации получают оперативные первичные показатели, которые в дальнейшем являются исходной

информацией для всех последующих расчетов. Кроме первичных показателей к исходной информации относятся также различные сменные константы. К их числу относятся: неизмеряемые автоматически технологические параметры (например, калорийность и зольность топлива), различные метрологические поправки, нормативные величины и т.д.

После расчета первичных показателей реализуется алгоритм распознавания технологических ситуаций на блоке. В задачу этого алгоритма входит: определение режима работы блока, определение вида сжигаемого топлива; определение состава вспомогательного оборудования.

С точки зрения расчета ТЭП возможны нормальный и пусковой режимы работы энергоблока, которые определяются по величине нагрузки блока. В зависимости от нагрузки изменяется состав вспомогательного оборудования (например, замещение питательного турбонасоса электронасосом, отключение регенеративных подогревателей высокого давления, включение и отключение мельниц и т.д.). Распознавание состава вспомогательного оборудования производится по отклонениям соответствующих технологических параметров. В алгоритме распознавания технологических ситуаций может использоваться дискретная информация о положении запорных органов, о состоянии электроприводов механизмов. Информация, полученная в результате распознавания технологических ситуаций, используется для выбора состава расчетных формул ТЭП, а также коррекции первичных показателей.

В алгоритме расчета вторичных показателей используются общепринятые формулы. Наибольший объем вычислений приходится на абсолютные показатели (весовые и тепловые расходы рабочей среды, расходы электроэнергии и т.д.). С целью сокращения объема расчетов, их определение производится по средним значениям за оперативный период. По абсолютным показателям вычисляются относительные. В ряде случаев относительные показатели определяются непосредственно по средним значениям параметров, а затем по ним вычисляются абсолютные показатели. Обратный порядок расчета связан с отсутствием методов непосредственного расчета некоторых

абсолютных показателей (например, потери тепла парогенератора, расход твердого топлива и т.д.).

Оптимально-нормативные показатели определяются большей частью в зависимости от нагрузки энергоблока, а также других внешних факторов (температуры наружного воздуха и охлаждающей воды, сорта топлива). Чаще всего фактические данные по нормированию представлены в виде кривых или таблиц. Для получения аналитических выражений их необходимо аппроксимировать. В качестве исходной информации для расчета нормативных показателей используются данные за оперативный период.

Как указывалось выше, анализ ТЭП базируется на сравнении фактических и нормативных показателей. При анализе топливоиспользования по разнице между нормативными и фактическими величинами определяются пережоги топлива в виде абсолютных или относительных показателей.

Расчет ТЭП за смену, сутки и месяц производится следующим образом: первичные и абсолютные показатели определяются путем усреднения результатов расчета, полученных соответственно за оперативный период, смену, сутки. При этом производится отбраковка искаженных данных за отдельные периоды. В качестве критерия при отбраковке используются наиболее обобщенные относительные показатели, изменяющиеся в узких пределах (например, удельный расход топлива). Использование алгоритма пошагового усреднения позволяет получать первичные и вторичные абсолютные показатели нарастающим итогом. Относительные показатели за каждый период рассчитываются по соответствующим абсолютным показателям.

Одним из наиболее общих критериев при разработке системы определения ТЭП является точность получаемых результатов, включая в погрешность всякого рода отклонения от нормального функционирования системы (например, отказ в поступлении информации по одному из измерительных каналов). Структура погрешности определения показателя представляет собой комбинацию погрешностей от различных источников

(рис. 2). Эти погрешности могут быть разделены на инструментальные и методические. Инструментальные погрешности определяются используемыми в системе аппаратными средствами (измерительными устройствами, преобразователями, вычислительной машиной), методические – принятым алгоритмом и его характеристиками.

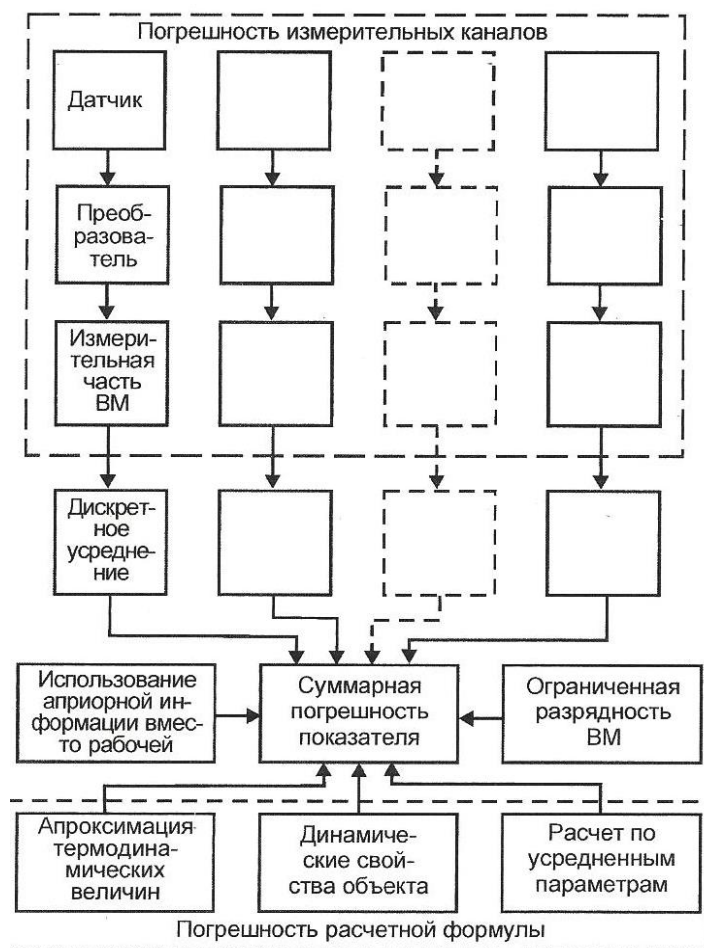


Рис. 2 – Структурная схема определения погрешности расчета ТЭП

Стремление к снижению методических погрешностей связано с усложнением алгоритма расчета и соответствующим увеличением загрузки вычислительной машины. Оно оправдано только в том случае, если приводит также к заметному снижению суммарной погрешности. Правильный выбор соотношения между методической и инструментальной составляющими общей погрешности является основой для разработки рационального алгоритма определения ТЭП. Принятие недостаточно обоснованных алгоритмов на первом этапе внедрения относительно небольших расчетных задач

компенсировалось избыточными возможностями вычислительных машин. В настоящее время при создании больших систем (например, АСУ мощными энергоблоками АЭС) это приводит к их значительному усложнению и удорожанию.

Отмеченные обстоятельства обусловили необходимость постановки и проведения специальных исследований по рассматриваемой проблеме. Предметом исследований в них явились методические погрешности, обусловленные алгоритмом расчета показателей. При исследовании каждого источника методической погрешности была поставлена задача получения результатов в таком виде, который позволил бы осуществить как анализ алгоритма - оценку возникающей погрешности, так и его синтез – определение характеристик алгоритма по заданной величине погрешности. На основе этих исследований в [2, 4, 5] приведена методика построения рационального алгоритма определения и анализа ТЭП энергоблока.

2.2. Автоматизация анализа ТЭП. Условия оптимальной эксплуатации электростанции определяются на основе анализа ее ТЭП. Поэтому автоматизация анализа ТЭП является одной из важнейших задач, для эффективного функционирования которой необходимо обеспечить ее достаточным количеством непрерывно поступающей оперативной информации, всесторонне характеризующей работу энергооборудования. Такая информация может быть получена в результате использования качественно новых методов анализа ТЭП электростанций, поскольку к основным недостаткам существующих методов анализа можно отнести: большой интервал времени между проводимыми анализами, снижающий их действенность и оперативность (чем чаще будет проводиться анализ, тем оперативнее могут быть использованы его результаты в целях устранения причин перерасхода топлива и электроэнергии); возможность учета лишь ограниченного количества факторов, влияющих на экономичность работы оборудования (затрудняется выявление возможных резервов повышения к.п.д.

электростанции); практическая невозможность определения степени влияния различных категорий и групп работников электростанции на ее ТЭП неэффективно использование системы планирования и экономического стимулирования производства в условиях рыночных отношений).

С ростом единичных мощностей энергетических блоков возможности улучшения качества и углубления анализа ТЭП увеличиваются в связи с увеличением количества контролируемых точек и, следовательно, объема первичной информации. Так, например, при переходе от блока 200 МВт (с барабанным парогенератором) к блоку 800 МВт (с прямоточным парогенератором) общее количество точек информации увеличивается с ~ 900 до ~ 4000 [1].

Организовать качественный новый анализ ТЭП – непрерывный и многофакторный, способный устранить отмеченные недостатки, можно лишь при условии его автоматизации. Автоматизация же анализа показателей электростанций в настоящее время практически отсутствует, несмотря на интенсивное внедрение современных средств вычислительной техники на ТЭС, и особенно на АЭС. Такое отставание обусловлено недооценкой роли анализа как мощного инструмента воздействия на экономику производства и несовершенством применяемых методов его проведения.

Анализ имеющегося опыта показал, что существует прямая связь между уровнем анализа и достигнутыми ТЭП тепловых электростанций. Чем выше уровень анализа, тем ниже удельные расходы топлива. В этой области наилучших результатов достигли французские энергетики, которые считают целесообразным бороться за экономию топлива, равную в некоторых случаях 1 ккал на 1 кВт/ч, или около 0,04%. На всех электростанциях высокого давления Франции с общей выработкой электроэнергии около 96% организован всесторонний экономический контроль за расходом топлива, составляющим примерно 70% всех расходов. С этой целью ежемесячно производят сравнение фактического удельного расхода тепла по каждому блоку с минимально возможным. Причины, которые в течение рассматриваемого периода могли бы

влиять на эксплуатацию оборудования, подвергаются детальному анализу. Всего анализируется до 50–60 факторов, важнейшими из которых являются заданный график нагрузки, неблагоприятные атмосферные условия, нестандартное качество топлива, состояние оборудования, процесс сжигания топлива, параметры пара, расход электроэнергии на собственные нужды, потери воды и пара. В результате на ТЭС Франции происходит непрерывное сближение фактического и оптимального удельных расходов условного топлива. Добиться таких результатов французские энергетики смогли в результате внедрения автоматизированных систем анализа ТЭП [2].

Методическим основам автоматизированного анализа ТЭП и алгоритмизации решения этой задачи на ТЭС посвящены публикации [3, 4], а примеры ее реализации в составе АСУ энергоблоков 200 и 300 МВт Змиевской ТЭС и энергоблоков 800 МВт Запорожской ТЭС приведены соответственно в [6, 7].

Выводы

Таким образом, определение ТЭП является одной из важнейших задач анализа эффективности энергопроизводства электростанции. Наличие качественно новых методов анализа, реализуемых автоматизированными системами, дает возможность улучшить ТЭП электростанций в процессе их эксплуатации.

Список использованных источников:

1. Дуэль М. А. Автоматизированные системы управления энергоблоками ТЭС и АЭС / М. А. Дуэль. – Харьков: ЧП «КиК», 2006. – 284 с.
2. Дуэль М. А. О технико-экономической эффективности АСУ энергоблоками / М. А. Дуэль, Т. Л. Дуэль // Энергетика и электрификация. – 2001. – № 1. – С. 21–27.

3. Ермаков В. С. АСУ экономического управления тепловыми электростанциями / В. С. Ермаков, В. А. Минков, М. Л. Миркин. – М.: Энергия, 1970. – 347 с.

4. Дуэль Т. Л. Использование ТЭП в интегрированных АСУ тепловых электростанций / Т. Л. Дуэль. – Харьков: ЧП «КиК», 2006. – 256 с.

5. Зак И. Д. Методы вычисления ТЭП / И. Д. Зак, Я. Г. Хиит, А. Е. Шульмин // Вопросы промышленной кибернетики : Труды ЦНИИКА. – 1969. – Вып. 21. – С. 273–288.

6. Дуэль М. А. АСУ тепловой электростанции / М. А. Дуэль, В. П. Мережко, М. М. Просветов. – К.: Техника, 1977. – 120 с.

7. Дуэль М. А. Определение и анализ ТЭП в АСУ ТП блоков 800 МВт Запорожской ТЭС / М. А. Дуэль, И. Д. Зак, В. А. Коростелев // Теплоэнергетика. – 1980. – № 7. – С. 25–29.

Фурсова Т.Н. «Автоматизация определения и анализа технико – экономических показателей энергоблоков».

Рассмотрен вопрос автоматизации определения и анализа технико – экономических показателей работы энергоблоков электростанций с помощью средств вычислительной техники для получения информации об экономичности протекания технологических процессов и состоянии энергооборудования.

Ключевые слова: автоматизация, технико-экономические показатели, параметры, энергоблок, анализ, электрическая станция.

Фурсова Т.М. «Автоматизація визначення та аналізу техніко-економічних показників енергоблоків».

Розглянуто питання автоматизації визначення і аналізу техніко-економічних показників роботи енергоблоків електростанцій за допомогою засобів обчислювальної техніки для отримання інформації щодо економічності протікання технологічних процесів та стану енергообладнання.

Ключові слова: автоматизація, техніко-економічні показники, параметри, енергоблок, аналіз, електричні станції.

Fursova T.N. “Automation of determination and analysis of technical and economic indicators of power units”.

The question of automation of determination and analysis of *техніко* is Considered-economic indicators of work of power units of power-stations by means of facilities of the computing engineering for the receipt of information about the economy of flowing of technological processes and state of energyequipment.

Key words: automation, technical and economic indicators, parameters, power unit, analysis, electric station.

Стаття надійшла до редакції 18 січня 2012 р.

ВІДОМОСТІ ПРО АВТОРІВ

Білецька Ірина Василівна – асистент кафедри опору матеріалів і теоретичної механіки Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Бондар Олег Валентинович – старший викладач кафедри будівельної механіки Полтавського національного технічного університету імені Юрія Кондратюка (м. Полтава).

Бондаренко Микола Іванович – канд. пед. наук, доцент кафедри технічних дисциплін Глухівського національного педагогічного університету ім. О.Довженка (м. Глухів).

Волошина Ольга Іванівна – старший викладач кафедри технологій і дизайну Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Воробйова Альона Олексіївна – студентка Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Горностай Вадим Миколайович – асистент кафедри механіки пластичності матеріалів та ресурсозберігаючих процесів Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» (м. Київ).

Дерябкіна Євгенія Станіславівна – старший викладач кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Жежер Максим Миколайович – студент Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Запорожченко Андрій Сергійович – аспірант кафедри механіки пластичності матеріалів та ресурсозберігаючих процесів Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» (м. Київ).

Ізотова Катерина Олександрівна – канд. техн. наук, доцент кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Ісьєміні Ілля Ігорович – асистент кафедри металоріжучого обладнання і транспортних систем Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Калін Микола Андрійович – канд. техн. наук, доцент кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Калюжний Володимир Леонідович – д-р техн. наук, професор кафедри механіки пластичності матеріалів та ресурсозберігаючих процесів Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» (м. Київ).

Калюжний Олександр Володимирович – канд. техн. наук, старший викладач кафедри динаміки і міцності машин та опору матеріалів Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» (м. Київ).

Кравцов Марк Костянтинович – канд. техн. наук, професор, завідувач кафедри опору матеріалів і теоретичної механіки Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Купріянов Олександр Володимирович – канд. техн. наук, доцент кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Лазаренко Валентина Іванівна – канд. техн. наук, приват-професор кафедри опору матеріалів і теоретичної механіки Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Левченко Ярослава Костянтинівна – студентка Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Литвин Олег Олегович – канд. фіз.-мат. наук, доцент кафедри вищої та прикладної математики Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Литвинова Олена Олегівна – студентка Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Ліфшиц Антон Юрійович – студент Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Манаєнков Ігор Вікторович – член правління, директор з економіки, фінансів і перспективного розвитку ПАТ «Крюківський вагонобудівний завод» (м. Кременчук).

Маршуба В'ячеслав Павлович – канд. техн. наук, доцент кафедри металоріжучого обладнання і транспортних систем Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Мовшович Олександр Якович – д-р техн. наук, професор кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Мороз Тетяна Володимирівна – студентка Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Оболенська Тетяна Олександрівна – канд. техн. наук, приват-професор кафедри опору матеріалів і теоретичної механіки Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Орлов Михайло Васильович – асистент кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Петренко Андрій Миколайович – канд. техн. наук, старший викладач кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Піняєв Юрій Володимирович – студент Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Подольак Олег Степанович – канд. техн. наук, доцент кафедри металоріжучого обладнання і транспортних систем Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Резніченко Микола Кирилович – д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Родіонов Лев Анатолійович – канд. техн. наук, доцент кафедри металоріжучого обладнання і транспортних систем Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Романов Сергій Валерійович – канд. техн. наук, доцент кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Рудецька Юлія Євгенівна – студентка Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Рябчиков Микола Львович – д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри технологій і дизайну Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Святуха Анатолій Якимович – канд. тех. наук, доцент кафедри поліграфічного виробництва і комп'ютерної графіки Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Смирнов Ігор Петрович – канд. техн. наук, доцент кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Созонов Юрій Іванович – канд. техн. наук, доцент кафедри вищої та прикладної математики Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Тихоненко Віра Вікторівна – асистент кафедри загальної і експериментальної фізики Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Фесенко Геннадій Іванович – старший викладач кафедри металоріжучого обладнання і транспортних систем Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Фідоровська Наталія Миколаївна – канд. техн. наук, доцент кафедри металоріжучого обладнання і транспортних систем Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Фролов Євгеній Андрійович – д-р техн. наук, професор кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Фурсова Тетяна Миколаївна – канд. техн. наук, старший викладач кафедри теплоенергетики та енергозбереження Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Челишева Світлана Вікторівна – старший викладач кафедри технологій і дизайну Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Чорна Юлія Анатоліївна – асистент кафедри інтегрованих технологій в машинобудуванні та зварювального виробництва Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків).

Шевченко Сергій Іванович – канд. техн. наук, старший викладач кафедри автомобілів Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля.

ДО УВАГИ АВТОРІВ

Загальні відомості

1. У збірнику праць “Машинобудування” друкуються закінчені оригінальні теоретичного і прикладного характеру наукові результати досліджень в галузі інженерної освіти.
2. До редакції подаються статті, які раніше не друкувалися.
3. Статті, що подаються аспірантами, пошукувачами повинні мати направлення наукового керівника, якщо він не є співавтором статті.
4. Рішення про можливість публікації статті приймається лише після її рецензування.
5. Рішення щодо публікації (позитивне або негативне) повідомляється автору. Стаття може бути повернута для доопрацювання.
6. Рукописи авторам не повертаються.
7. Збірник з опублікованою статтею надсилається автору поштою або видається у редакції.

Вимоги до оформлення статей

1. Обсяг статті не більше 12 сторінок (10 тис. знаків) формату А4 (210 x 297) щільність 80-90 г/м², надрукованих у двох примірниках на комп'ютері з використанням шрифтів текстового редактору Microsoft Word (Times New Roman, Arial) розміру 14 з полуторним (1,5) міжрядковим інтервалом по всій статті.
2. Ширина полів сторінки: всі поля – 2 см.
3. До комплекту файлів має бути доданий опис, де зазначаються: назва текстового редактора, імена файлів, назви збірника і статті, прізвище, ім'я та по батькові авторів.

4. Матеріали статті приймаються до публікації в електронній версії у вигляді файлів (текст форматами DOC, RTF, графіки, малюнки – TIFF) на CD диску. До редакції приймаються документи Microsoft Word версій до 2003 року (Word 11, Microsoft Office 2003). Документи Word 2007, Word 2010, в форматі .docx не приймаються.
5. **Формули** (нумерація, якщо вона необхідна, ставиться справа у скобках, вирівнюється по правому краю), **рисунки й таблиці** вставляються по тексту зразу після посилання на них.
6. Ілюстрації повинні бути чіткими, формули – написані прийнятою символікою. Розмір шрифту в ілюстрованому матеріалі не менше 12 пт.
7. Звертаємо увагу на те, що рядки тексту в межах абзацу не повинні розділятися клавішею Enter. Текст не повинен мати переносів та інших елементів форматування.
8. У статтях повинна використовуватись система одиниць СІ.
9. Матеріали, подані до збірника, повинні відповідати вимогам Постанови Президії ВАК України від 15.01.2003 р. №7-05/1 “Про підвищення вимог до фахових видань, внесених до переліків ВАК України”, та повинні мати такі необхідні елементи:
 - ✓ **УДК;**
 - ✓ **прізвище та ініціали авторів** (шрифт жирний, по лівому краю);
 - ✓ **назва статті** (літери великі, шрифт жирний, посередині);
 - ✓ **текст статті;**
 - ✓ **список використаних джерел;**
 - ✓ **анотація** (подається трьома мовами – українською, російською, англійською) і повинна містити: прізвища та ініціали авторів (курсив жирний), назву статті (у лапках), текст анотації (не більше 300 знаків). Пишеться зразу після списку використаних джерел. Слово «Анотація» не пишеться.
 - ✓ **ключові слова** (7 – 10 слів) на трьох мовах – українською, російською, англійською.

10. Автори повинні дотримуватися такого загального плану побудови статті:

10.1. Загальна частина:

- постановка проблеми у загальному вигляді та її зв'язок із важливими науковими чи практичними завданнями;
- аналіз останніх досліджень і публікацій, в яких започатковано розв'язання даної проблеми і на які спирається автор;
- виклад основного матеріалу дослідження з повним обґрунтуванням наукових результатів;
- висновки з даного дослідження.

Кожний з цих пунктів нумерується за порядком, крім висновків.

10.2. Перелік використаних джерел.

11. До редакції передаються два екземпляри всіх матеріалів статті, роздрукованих на лазерному принтері з однієї сторони аркуша. Другий екземпляр матеріалів статті підписується всіма авторами.

12. Редакція залишає за собою право редакційної правки статті.

13. Статті, відіслані авторам на виправлення, повинні бути повернені до редакції не пізніше, ніж через 10 днів після її одержання. В авторській коректурі допускаються виправлення лише помилок набору.

14. Стаття повинна супроводжуватися авторською довідкою (для кожного автора).

Авторська довідка

1. Назва статті.
2. Прізвище, ім'я, по батькові, дата народження.
3. Вчений ступінь, вчене звання.
4. Місце роботи.
5. Посада.
6. Адреса для листування. Для контакту – телефон, E-mail.
7. Адреса для відправки авторського екземпляру.

У кінці довідки треба зазначити:

«Поданий матеріал раніше не публікувався і до інших видавництв не надсилався».

«Не заперечую виставити повний текст статті на Сайт Національної бібліотеки України ім. В.І. Вернадського в реферативну базу даних «Україніка наукова» та на сайт Наукової бібліотеки Української інженерно-педагогічної академії».

Підписи кожного з авторів.

Збірник наукових праць «Машинобудування» (Українська інженерно-педагогічна академія МОНМС України) затверджено постановою Президії ВАК України від 23.02.2011р. № 1-05/2 як наукове фахове видання України, в якому можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття ступенів доктора і кандидата технічних наук

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

УДК 621 – 622

Машинобудування. Збірник наукових праць. Випуск 9. – Харків, Українська інженерно-педагогічна академія (УІПА), 2012. – с. .

У збірнику подано результати наукових досліджень в галузі машинобудування. Розглянуто важливі проблеми міцності, стійкості, роботоздатності, динаміки вантажопідйомних, транспортуючих машин та верстатів, а також питання технології машинобудування.

Для викладачів, науковців, аспірантів, фахівців в галузі машинобудування.

SCIENTIFIC EDITION

UDC 621 – 622

Engineering. Collection of Scientific Papers. Volume 9. – Kharkiv, Ukrainian Engineering Pedagogics Academy (UEPA), 2012. – p.

There were considered the important problems of strength, steadiness, capacity for work, dynamics of loading transporting, technological, machines and imporers, also a question of machine-building technologic.

For instructors, research workers, post graduates, experts in the field of machine-building.

Підписано до друку

Формат 84x108/16

Папір офсетний. Друк офсетний.

Умов. Друк. арк. - .Облік. від арк.. –

Тираж прим. . Ціна договірна.

Надруковано у видавництві

