

Как видно из вышесказанного показатель Хёрста целесообразно использовать для классификации нестационарных сигналов с целью определения уровня внутримельничной загрузки барабанной мельницы.

Выводы.

1. Предложенный подход для контроля и управления уровнем загрузки барабанной мельницы с использованием показателя Херста акустического сигнала обеспечивает управление показателями измельчения. Это позволяет более продуктивно использовать установленное оборудование измельчения. Следствием уменьшения времени простоя мельницы является повышение ритмичности ее работы, более полное использование трудовых ресурсов, производственных фондов.

2. Продолжение исследований целесообразно проводить в направлении исследования эффективности различных методов вычисления показателя Херста с целью управления уровнем внутримельничной загрузки мельниц.

Список литературы

1. Воронов В.А. Многоуровневая оптимизация процессов обогащения / В.А. Воронов. – М.: Недра, 1991. – 154 с.
2. Марюта А.Н. Зависимости энергетических параметров электродвигателя шаровой мельницы от загрузки ее шарами и измельчаемым материалом / А.Н. Марюта, Е.В. Кочура // Известия ВУЗов. Горный журнал. – 1973. – №2. – С. 23–28.
3. Солодовников А.И. Основы теории и методы спектральной обработки информации [Текст]: учеб. пособие / А.И. Солодовников, А.М. Спиваковский. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1986. – 272 с.
4. Алексеев М.А. Применение вейвлет-анализа при решении задач функционального контроля промышленных объектов / М.А. Алексеев, Х. Шамаллах // Науковий вісник НГУ. – 2004. – №2. – С. 77–78.
5. Алексеев М.А. Метод звукометрической диагностики перегрузки шаровых мельниц рудой. Збагачення корисних копалин / М.А. Алексеев, Х. Шамаллах // Наук.-техн.зб. – 2005. – Вып. 22 (63). – С. 166 – 168.
6. Федер Е. Фракталы [Текст] / Е. Федер – М.: Мир, 1991. – 254 с.

*Рекомендовано до публікації д.т.н. Слесаревим В.В.
Надійшла до редакції 19.05.11*

УДК 621.365.5

© Н.С. Дрешпак

ОСОБЛИВОСТІ ТЕПЛОВОГО ПРОЦЕСУ ІНДУКЦІЙНОГО НАГРІВУ З'ЄДНАНЬ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Предложена методика расчета контактной тепловой проводимости соединений деталей машин. Выполнен анализ характера протекания теплового процесса.

Запропонована методика розрахунку контактної теплової провідності з'єднань деталей машин. Виконано аналіз характеру протікання теплового процесу.

The method of thermal contact productivity of machine details connections calculating is proposed. The analysis of a thermal process character is made.

Електротехнологія індукційного нагріву з'єднань циліндричних деталей, здійснених посадкою з натягом, має ряд особливостей [1]. Вони полягають у тому, що в процесі демонтажу з'єднань відбувається температурна деформація втулки, що призводить до її розширення і забезпечує безперешкодне знімання з валу. Таким чином, індукційний нагрів супроводжується протіканням взаємозв'язаних електромагнітних, теплових процесів та температурної деформації. В [2,3] показано, що ефективно протікання процесу демонтажу з'єднань відбувається при рівномірному розташуванні джерел тепла на поверхні втулки. У зв'язку з цим в [1] розглянуті електромагнітні процеси, що характеризуються одновимірним магнітним полем. Це стосується також теплових процесів, де характер їх протікання вздовж втулки вважається незмінним [3]. Контактна теплова провідність α_e , що існує між втулкою і валом, при нагріванні втулки змінюється. При значному натягу посадки α_e максимальна, а по мірі нагріву спостерігається її суттєве зменшення. Технологічна операція завершується при наявності повітряного проміжку між втулкою і валом. Характер зміни α_e в процесі нагріву втулки невідомий. Тому необхідно встановити залежність $\alpha_e(\Delta T)$. Тут ΔT - різниця температур в зоні контакту втулки з валом.

Мета статті полягає у встановленні залежності $\alpha_e(\Delta T)$, розрахунку характеру протікання теплового процесу у втулці із застосування розроблених в [1,3] математичних моделей для аналізу електромагнітних та теплових процесів.

У зв'язку з тим, що виникають труднощі теоретичного визначення теплової провідності в зоні контакту деталей, запропоновано здійснювати цей процес експериментально. В [2] запропонована методика визначення ідентифікованого значення контактної теплової провідності α_{e3} . Загальний підхід до встановлення залежності $\alpha_e(\Delta T)$ полягає у тому, що в цю залежність введено розрахункові значення α_e , що відповідають різним станам з'єднання деталей (від максимального натягу посадки, до наявності повітряного проміжку між ними). Проміжні значення залежності $\alpha_e(\Delta T)$ отримані шляхом інтерполяції. Зрозуміло, що такий підхід не претендує на високу точність при визначенні $\alpha_e(\Delta T)$. Тому отримані нижче розрахункові залежності, що відтворюють характер протікання теплового процесу, претендують на розкриття тільки якісної картини процесу.

Будемо виходити із того, що конкретне значення α_e визначається виходячи із ряду введених нижче припущень. Вважаємо зону сполучення втулки і валу такою, що має товщину N_δ , яка відповідає натягу з'єднання, а також такою, що містить однорідний матеріал із теплопровідністю λ_3 . Тоді коефіцієнт α_e при $\Delta T = T_0 - T_c = 0$ (T_c - температура валу, T_0 - температура внутрішньої поверхні втулки) дорівнює

$$\alpha_{\epsilon_3} = \lambda_3 / N_{\delta}. \quad (1)$$

Розширення втулки приводить до формування в зоні натягу повітряного прошарку. Тому прийнято, що в момент ліквідації натягу λ досягає значення теплопровідності повітря λ_n . Відповідно в цей момент значення α_{ϵ} дорівнює:

$$\alpha_{\epsilon n} = \lambda_n / N_{\delta}. \quad (2)$$

Так як характер залежності $\alpha_{\epsilon}(\Delta T)$ невідомий, але різниця температур ΔT порівняно невелика, можливе застосування лінеаризації залежностей. Тоді при відомих значеннях α_{ϵ_3} і $\alpha_{\epsilon n}$ отримаємо

$$\alpha_{\epsilon} = \alpha_{\epsilon_3} - \frac{\alpha_{\epsilon_3} - \alpha_{\epsilon n}}{\Delta T_n} \Delta T, \quad (3)$$

де ΔT_n – різниця температур, при якій забезпечується ліквідація натягу посадки.

Залежність (3) справедлива в діапазоні зміни різниці температур $0 < \Delta T < \Delta T_n$. Після ліквідації натягу посадки, коли $\Delta T_T > \Delta T > \Delta T_n$ відстань між валом і втулкою з ростом ΔT збільшується (ΔT_T – різниця температур, що забезпечує наявність повітряного зазору S , необхідного для демонтажу з'єднання). Це призводить до продовження зменшення α_{ϵ} від значення $\alpha_{\epsilon n}$, що відповідає моменту ліквідації натягу посадки, до значення $\alpha_{\epsilon p}$, зумовленого наявністю повітряного зазору S , який дозволяє без перешкод зняти втулку з валу. Очевидно, що

$$\alpha_{\epsilon p} = \frac{\lambda_n}{N_{\delta} + S}. \quad (4)$$

В цьому проміжку протікання теплового процесу будемо вважати, що α_{ϵ} змінюється лінійно, а залежність $\alpha_{\epsilon}(\Delta T)$ має вигляд:

$$\alpha_{\epsilon} = \alpha_{\epsilon n} + \frac{\alpha_{\epsilon p} - \alpha_{\epsilon n}}{\Delta T_n - \Delta T_T} (\Delta T_n - \Delta T). \quad (5)$$

Важливо те, що значення $\alpha_{\epsilon n}$ та $\alpha_{\epsilon p}$ можуть бути визначені, виходячи із розмірів повітряного проміжку між втулкою і валом. Слід також урахувати, що значення N_{δ} та S залежать від діаметру з'єднання. Якісний характер залежності $\alpha_{\epsilon}(\Delta T)$ з урахуванням прийнятих припущень показано на рис.1.

Аналізуючи отримані залежності (1) та (4), можна прийти до висновку, що $\alpha_{\epsilon_3} > \alpha_{\epsilon p}$, тому що $\lambda_3 > \lambda_n$. Це підтверджується також результатами експериментальних досліджень.

Урахування залежності $\alpha_{\epsilon}(\Delta T)$ при аналізі теплового процесу дозволяє наблизитись до реальної картини зміни температури в перетині втулки. Для моделювання теплового процесу в математичну модель уведено залежності $\alpha_{\epsilon}(\Delta T)$ у відповідності із (3) та (5).

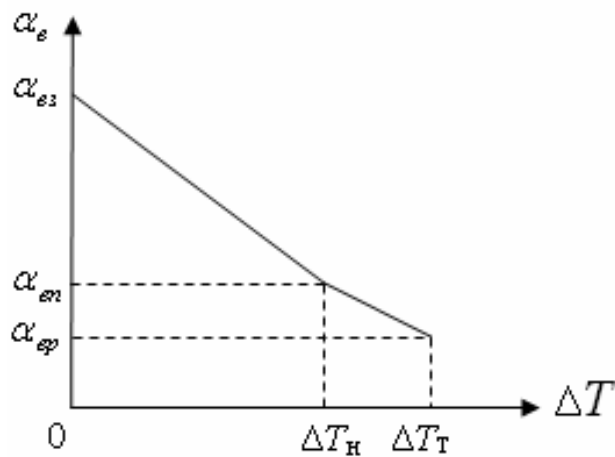


Рис. 1. Якісний характер залежності $\alpha_e(\Delta T)$

Залежності (3) та (5) ілюструють лінійний характер зміни α_e в процесі збільшення ΔT . При цьому залежність (3) використовується до виконання умови $\Delta T = \Delta T_T$, а (5) застосовується при більших значеннях ΔT ($\Delta T_H < \Delta T \leq \Delta T_T$). Рис.2 ілюструє розподілення температур в поперечному перетині втулки з урахуванням залежності $\alpha_e(\Delta T)$, зумовленої розширенням втулки. Розрахунок виконано для частоти струму індуктора $f = 1000$ Гц та незмінного значення питомої поверхневої електричної потужності P_0 , характерною для проведених експериментальних досліджень.

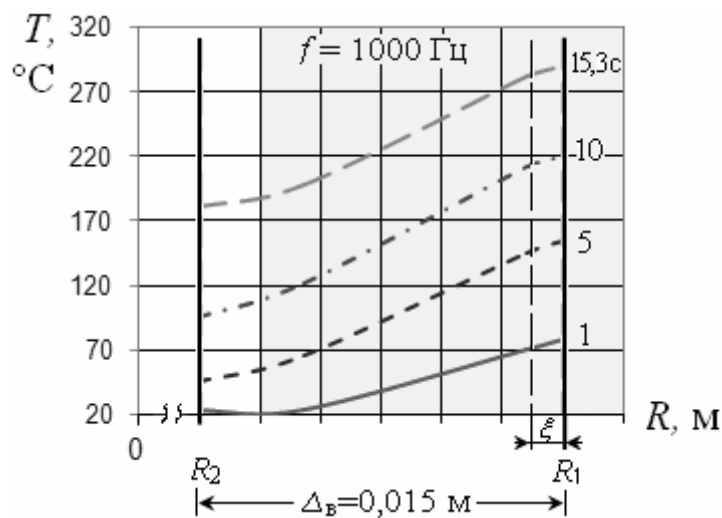


Рис. 2. Розподілення температур з урахуванням залежності $\alpha_e(\Delta T)$
 (Δ_B – товщина втулки, R_1, R_2 – зовнішній та внутрішній радіуси втулки,
 ζ – зона дії вихрового струму)

Видно, що зменшення теплової контактної провідності α_e у процесі нагріву втулки суттєво змінює характер розподілення температури у її перетині. Спостерігається вирівнювання температури в зоні, близькій до внутрішньої по-

верхні. Необхідне значення $\Delta T = \Delta T_T$ досягається при незначних витратах часу (15,3 с) та порівняно малих значеннях температури зовнішньої поверхні втулки. Це також підтверджує той факт, що нагрів при розрахунковому значенні P_0 призводить до виникнення необхідного для демонтажу з'єднання температурного режиму ($\Delta T = \Delta T_T$) у перехідному режимі нагрівання. Температурна деформація втулки (її розширення) сприяє швидкому росту різниці температур ΔT , що в свою чергу призводить до прискорення деформації. Інтерес представляє залежність $\Delta T(t)$ з урахуванням зв'язку $\alpha_e(\Delta T)$ (рис.3). Збільшення часу нагріву супроводжується підвищенням швидкості зростання ΔT , що зумовлено наявністю залежності $\alpha_e(\Delta T)$. Таким чином, залежність $\Delta T(t)$ стає нелінійною. Гальмування росту ΔT на початковому етапі нагріву пояснюється порівняно великим значенням α_e , що відповідає тісному контакту між втулкою і валом (наявності значного натягу посадки).

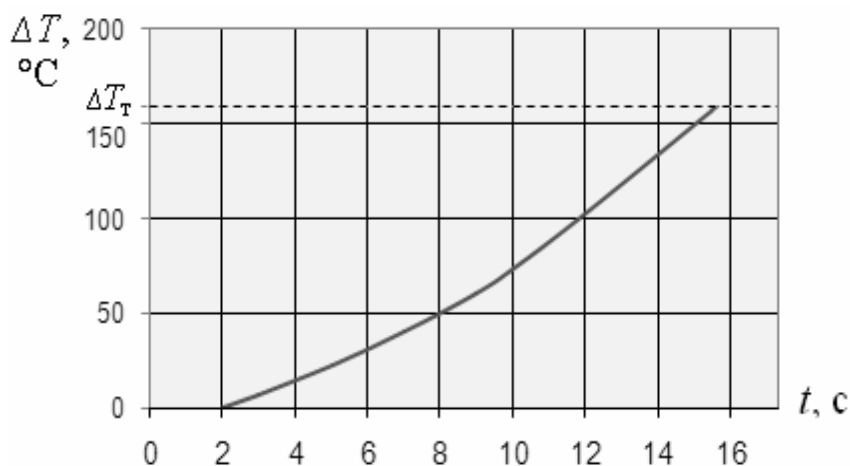


Рис. 3. Залежність $\Delta T(t)$ при зміні α_e у процесі нагрівання втулки

Очевидно, що товщина втулки Δ_e також впливає на характер розвитку теплового процесу. Необхідно визначити, якою мірою Δ_e змінює тривалість циклу нагріву t_u до необхідного значення різниці температур ΔT_T . На рис. 4 наведено таку залежність. Прийнято, що $f = 10000$ Гц, а α_e залежить від ΔT . Розрахунок здійснено для різних рівнів потужності ($P_0, 2P_0, 3P_0$).

Видно, що при зменшенні товщини втулки Δ_e , тривалість циклу нагріву t_u зменшується. При цьому збільшення питомої поверхневої потужності P_0 призводить до більш суттєвого зменшення t_u . Зменшення товщини втулки Δ_e сприяє більш швидкому підвищенню температури внутрішньої поверхні втулки за рахунок її теплопровідності. Теплопровідність сталі пояснює також причину зменшення t_u при збільшенні P_0 .

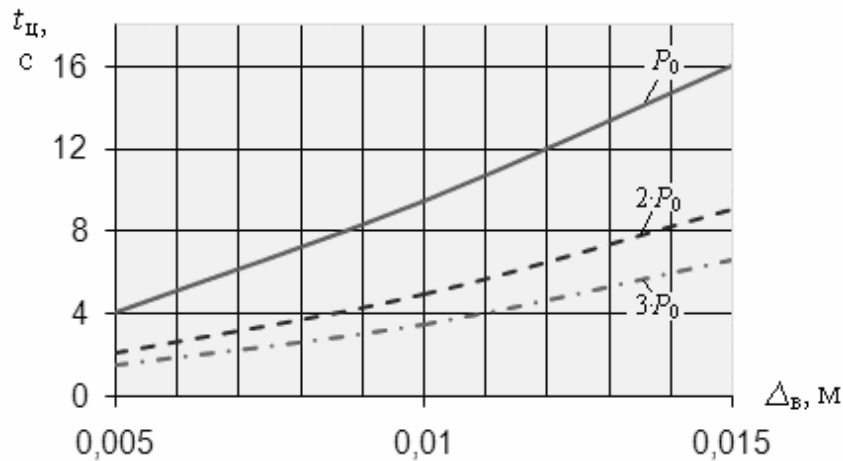


Рис. 4. Залежність $t_u(\Delta_e)$ при різних рівнях питомої поверхневої потужності

Особливість розробленої математичної моделі для аналізу теплових процесів полягає у тому, що існує можливість моделювання дії імпульсного струму, що протікає в індукторі [3]. Це досягається завдяки періодичному формуванню часових інтервалів з діючими на поверхні втулки джерелами тепла, а також при їх відсутності (з паузою струму індуктора). Так, джерела тепла діють на інтервалі t_c і їхня дія не проявляється на інтервалі t_n . При частотно-імпульсному регулюванні різнополярні імпульси присутні на інтервалі t_c . При цьому тривалість імпульсної дії струму (і відповідна тривалість дії джерел тепла) t_c не змінюється. На інтервалі t_c значення питомої поверхневої потужності також залишається незмінним. У процесі регулювання змінюється інтервал паузи струму t_n . Це дозволяє змінювати середнє значення питомої поверхневої потужності за період слідування імпульсів $t_{np} = t_c + t_n$. Зрозуміло, що при цьому змінюється загальна (за період t_{np}) інтенсивність дії джерел тепла. Проаналізуємо теплові процеси, що протікають при зміні співвідношення t_c/t_n . Розрахунку підлягає значення різниці температур між втулкою і валом ΔT . Рис. 5 ілюструє таку залежність у випадку, коли на інтервалі t_c значення питомої поверхневої потужності дорівнює P_0 . При цьому частота імпульсного синусоїдального струму $f = 2400$ Гц, а товщина втулки $\Delta_e = 0,015$ м. Теплова контактна провідність α_e змінюється в залежності від рівня ΔT (формули (3) та (5)).

Із рисунка 5 видно, що при підвищенні частоти слідування синусоїдальних імпульсів струму ($f_{np} = \frac{1}{t_{np}}$) швидкість наростання ΔT збільшується, що свідчить про принципову можливість управління температурним режимом теплового процесу шляхом зміни цієї частоти. Звернемо увагу на те, що зміна f_{np} відбувається виключно за рахунок зміни t_n . Технічна реалізація зміни паузи між синусоїдальними імпульсами струму в перетворювачах частоти не викликає ускладнень.

Підсумовуючи результати досліджень, слід підкреслити їх важливість з точки зору визначення впливу електромагнітних параметрів на теплові процеси, що призводять до демонтажу з'єднання.

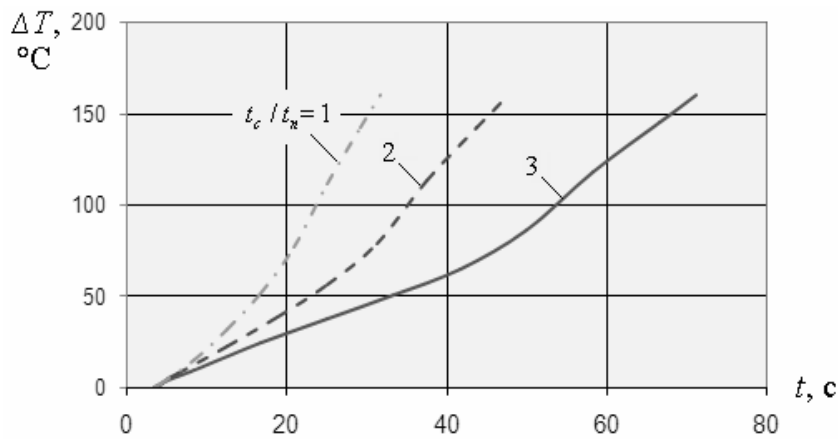


Рис. 5. Залежність $\Delta T(t)$ при імпульсному струмі індуктора

ВИСНОВКИ

1. При зменшенні теплової контактної провідності α_e в процесі нагріву втулки спостерігається вирівнювання температури в зоні, близькій до її внутрішньої поверхні. Необхідні для демонтажу з'єднання температурні параметри досягаються з незначними витратами часу, а також при порівняно малих значеннях температури зовнішньої поверхні втулки.

2. Збільшення часу нагріву з'єднання деталей супроводжується підвищенням швидкості зростання ΔT , що зумовлено наявністю залежності $\alpha_e(\Delta T)$. Гальмування росту ΔT на початковому етапі нагріву пояснюється порівняно великим значенням α_e , що відповідає наявності значного натягу посадки.

3. При зменшенні товщини втулки Δ_e тривалість циклу нагріву $t_{\text{ц}}$ зменшується. Збільшення питомої поверхневої потужності P_0 призводить до більш суттєвого зменшення $t_{\text{ц}}$. Характер цих залежностей є наслідком дії теплопровідності в сталі.

4. Збільшення частоти слідування синусоїдальних імпульсів струму в індукторі $f_{\text{нр}}$ підвищує швидкість росту різниці температур між втулкою і валом ΔT , що свідчить про можливість управління температурним режимом нагріву шляхом зміни $f_{\text{нр}}$.

Список літератури

1. Випанасенко Н.С. Параметри електромагнітного поля установки індукційного нагріву циліндричних з'єднань [Текст]/ Н.С. Випанасенко// Збірник наукових праць Національного гірничого університету. – 2008. – Вип. 30. – С. 217–223.
2. Випанасенко Н.С. Определение удельной поверхностной мощности индукционного нагрева соединений деталей, выполненных посадкой с натягом [Текст]/ Н.С. Випанасенко // Вісник Приазовського державного технічного університету. – 2008. – Вип. 18., ч.2. – С. 131–136.
3. Випанасенко Н.С. Математична модель для аналізу теплових процесів індукційного нагрівання циліндричних з'єднань сталевих деталей [Текст]/ Н.С. Випанасенко // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2009. – Вип. 2. – С. 60–65.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Випасенком С.І.
Надійшла до редакції 18.03.11