

$\beta = 0,0023$; $\rho_0 = 480 \text{ кг/м}^3$; $t_0 = 20^\circ\text{C}$; $W = 25 \%$) різної товщини, в умовах сталого технологічного режиму ($t_c = 88^\circ\text{C}$; $\Delta t = 14^\circ\text{C}$; $\varphi = 55 \%$; швидкість руху агента сушіння $V = 2 \text{ м/с}$). Величина β_m приймалася рівною $0,20 \text{ МПа}^{-1}$ [4].

На рис. 1 зображено розподіл нормальних напружень у середині та на поверхні деревної пластини товщиною h залежно від різних значень параметра E_m . Криві 1-4 на графічних залежностях відповідають відповідно значенням $E_m = 0$; 20; 40; 60. На рисунку компоненти напружень відповідають різним розподілам вологовмісту у деревині, а саме криві 1-4 – пластини для вологісного поля (5) на поверхні. Нижні графічні залежності характеризують розподіл нормальних напружень для аналогічних значень E_m у випадку розподілу вологості (5') у середній пластині.

Література

1. Уголев Б.И., Лапшин Ю.Г., Крошнов Е.В. Контроль напряжений при сушке древесины. – М: Лесн. пром-сть, 1980. – 208 с.
2. Соколовський Я.І. Взаємозв'язок деформаційно-релаксаційних і тепломасообмінних процесів у капілярно-пористих тілах// Доповіді НАН України. – 1989, № 9. – С. 35-40.
3. Соколовський Я.І. Деформативність деревини й деревинностружкових плит зі змінними потенціалами тепломасоперенесення: Автореф. дис. д-р техн. наук. – Львів. – 2001, 34 с.
4. Ranta-Maunus A., Kortesmaa M. An analysis of the state of stress of timber caused by moisture gradient// JUFRO Timber Engineering Meeting, 1988, P. 113-116.
5. Salon J.-G. Numerical prediction of checking during timber drying and a new mechano-sorptive creep model// Holz als Roh-und-Werkstoff, 1992, vol. 50, P. 195-200.
6. Соколовський Я.І., Дендюк М.В., Поберейко Б.П. Моделювання деформаційно-релаксаційних процесів у деревині під час сушіння// Наук. вісник УкрДЛТУ: Зб. наук-техн. праць. – Львів: УкрДЛТУ. – 2004, вип. 14.1. – С. 134-140.
7. Соколовський Я.І., Бакалець А.В. Розрахунок анізотропних нестационарних температурно-вологісних полів у висушуваній деревині методом скінченного елемента// Лісове госп-во, лісова, паперова і д/о пром-сть. – Львів: УкрДЛТУ. – 2004, вип. 29. – С. 230-235.
8. Ranta-Maunus A. Impact of mechano-sorptive creep to the long-term strength of timber// Holz als Roh-und-Werkstoff, vol. 48, P. 67-71.
9. Общие закономерности режима развития напряжений в древесине в процессах тепломасопереноса// Актуальные направления развития сушки древесины. – Архангельск, 1980. – С. 63-72.
10. Ugolev B.N. Wood deformability and drying stresses in Understanding the Wood Drying process: A Synthesis of Theory and practice// Proc. 3rd Int. Wood Drying Conference, Vienna, Austria, P. 11-17.
11. Ашкенази Е.К. Анизотропия древесины и древесных материалов. – М: Лесн. пром-сть, 1978. – 224 с.
12. Поберейко Б.П. Ідентифікація напружено-деформівного стану деревини із змінним вологовмістом: Автореф. дис. канд. техн. наук, Львів, 2000, 18 с.
13. Лыков А.В. Теория сушки. – М: Энергия, 1968. – С. 471.

УДК 674.02:621.923

Доц. О.А. Кійко, канд. техн. наук – НЛТУ України

ПЕРЕМІЩЕННЯ ЖОРСТКОГО АБРАЗИВНОГО ЦИЛІНДРА У ПРОЦЕСІ ОДНОБІЧНОГО КАЛІБРУВАННЯ-ШЛІФУВАННЯ ПЛИТНИХ ДЕРЕВНИХ МАТЕРІАЛІВ

Визначено переміщення інструмента та заготовки у процесі однобічного калібрування-шліфування плитних деревних матеріалів жорсткими абразивним циліндром. Окреслені шляхи зменшення хвилястості оброблюваної поверхні.

Moving of the rigid abrasive barrel during unilateral calibrating-sanding of wooden board materials

The moving of the tool and bar during unilateral calibrating – sanding of wooden board materials by the rigid abrasive barrel is determined. The paths of decreasing of a corrugation of a job surface are intended.

Процес калібрування-шліфування плитних деревних матеріалів жорстким абразивним інструментом здійснюється за двома схемами: однобічною (рис. 1) та двобічною (рис. 2). Існує проміжний варіант двобічного оброблення за рознесеною схемою розміщення абразивних циліндрів, але його фізична сутність відповідає технологічній схемі однобічного шліфування.

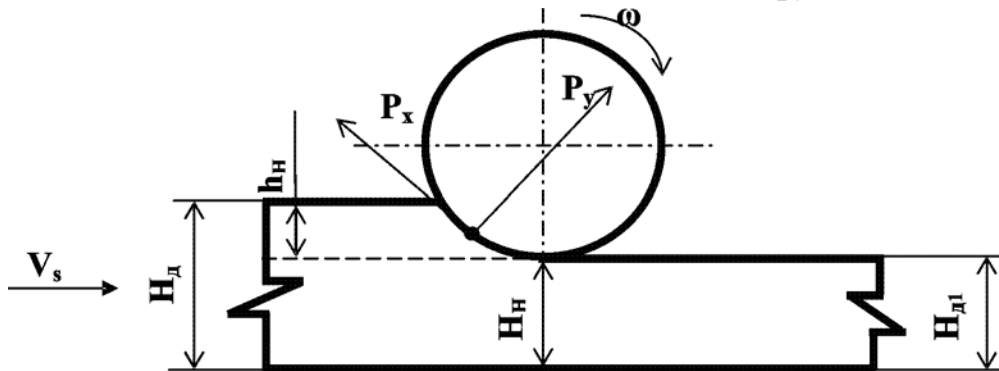


Рис. 3.1. Технологічна схема оброблення одним шліфувальним інструментом:

V_s – швидкість подачі; h_n – налагоджувальна глибина абразивного оброблення; H_0 – товщина матеріалу до оброблення; H_{01} – товщина матеріалу після оброблення; H_n – номінальна товщина матеріалу; ω – кутова швидкість обертання абразивного циліндра; P_x – тангенціальна складова сили різання; P_y – нормальна складова сили різання

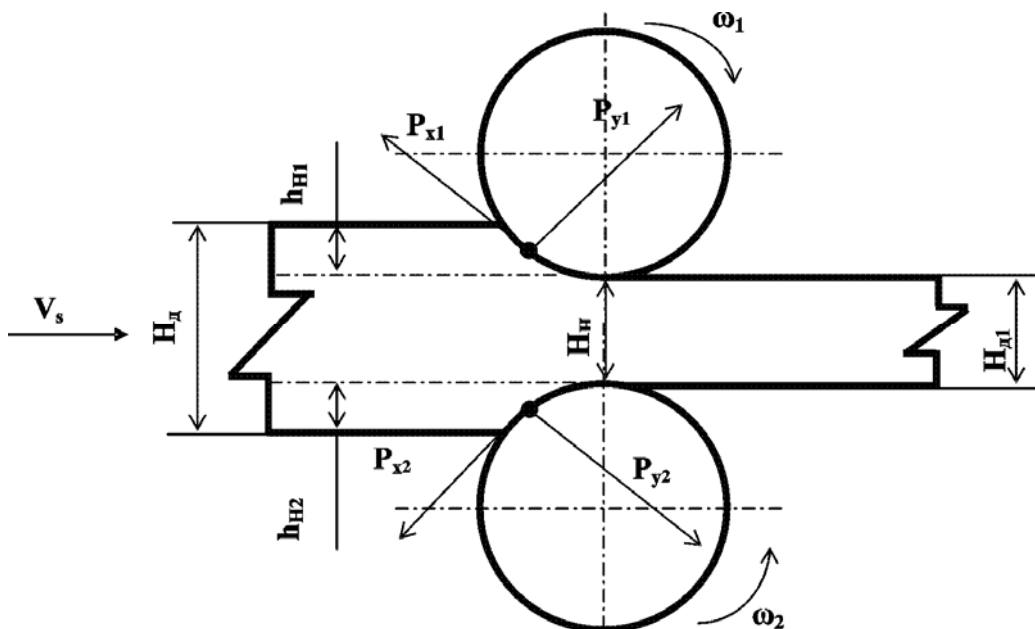


Рис. 3.2. Технологічна схема оброблення двома шліфувальними інструментами:

h_{n1} – налагоджувальна глибина абразивного оброблення верхнього інструмента; h_{n2} – налагоджувальна глибина абразивного оброблення нижнього інструмента; ω_1 – кутова швидкість обертання верхнього абразивного циліндра; ω_2 – кутова швидкість обертання нижнього абразивного циліндра; P_{x1} , P_{y1} – тангенціальна та нормальна складові сили різання верхнього інструмента; P_{x2} , P_{y2} – тангенціальна та нормальна складові сили різання нижнього інструмента

Вивчення основних закономірностей абразивного оброблення здійснюється, як правило, у двох напрямках: перший напрям передбачає представлення шліфувального верстату як умовно ідеального, у роботі якого не враховують такі параметри як жорсткість та вібрація, а дослідження обмежуються встановленням емпіричних і теоретичних залежностей, що дають змогу отримати значення основних показників процесу абразивного оброблення (якість оброблюваної поверхні, продуктивність процесу, точність оброблення) залежно від режимних та структурних параметрів; другий напрям передбачає вивчення впливу вібрацій на основні показники процесу шліфування. На нашу думку, нехтування впливом вібрацій у процесі реалізації першого напрямку призводить до істотного спотворення результатів, а врахування всіх динамічних характеристик верстату за планом досліджень згідно з другим напрямком значно ускладнює моделювання.

Поведінку системи інструмента і оброблюваної плити у випадку однобічного оброблення можна описати системою диференціальних рівнянь:

$$\begin{cases} M \cdot \ddot{x}_1 = -J_1 \cdot x_1 - k \cdot (h_n + x_1 - x_2) + F \cdot \cos \omega t \\ m \cdot \ddot{x}_2 = -J_2 \cdot x_2 + k \cdot (h_n + x_1 - x_2) \end{cases} \quad (1), (2)$$

де: M – маса системи інструмента (рис. 3); m – маса системи оброблюваного матеріалу (рис. 3); J_1 – жорсткість системи інструмента (рис. 3); J_2 – жорсткість системи заготовки (рис. 3); x_1 – переміщення системи інструмента (рис. 3); x_2 – переміщення системи заготовки (рис. 3); k – коефіцієнт, що характеризує залежність нормальної питомої складової сили різання P_y від глибини різання h (рис. 1); F – амплітудне значення збурювальної сили; ω – кругова частота збурювальної сили; h_n – налагоджувальна глибина калібрування шліфування (рис. 1 та рис. 3).

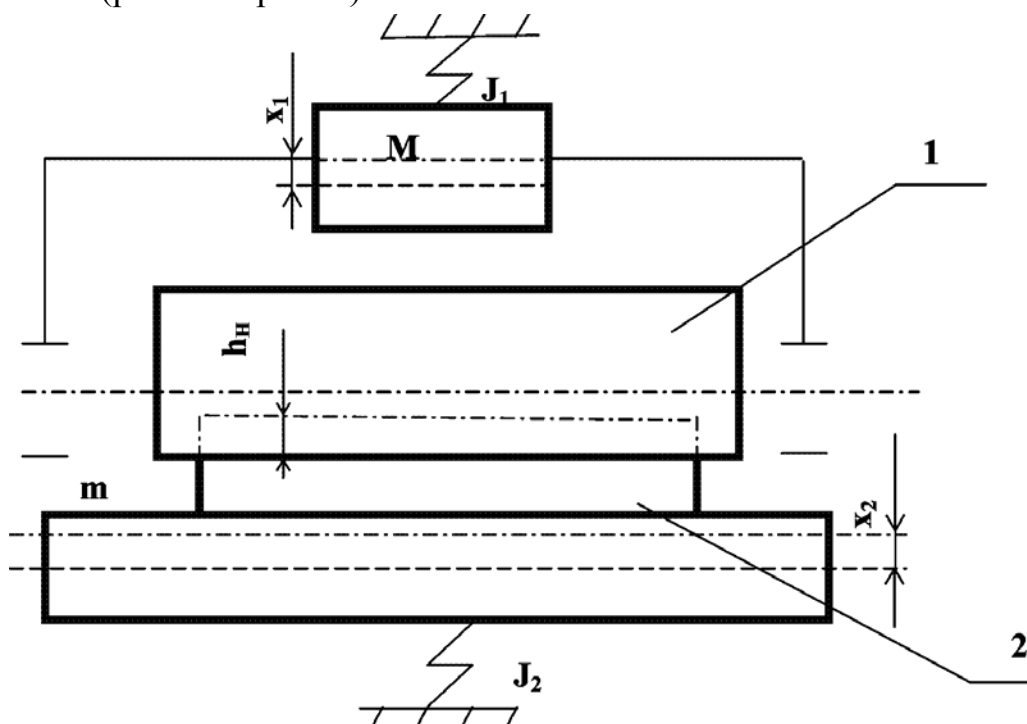


Рис. 3. Розрахункова схема динамічної моделі процесу однобічного калібрування-шліфування: 1 – шліфувальний інструмент; 2 – оброблювана заготовка

У процесі побудови плоскої моделі здійснені такі припущення:

- система володіє двома степенями вільності;
- биття робочої поверхні інструмента дорівнює нулю.

Рівняння 1 та 2 можна переписати у такому вигляді:

$$\begin{cases} M \cdot \ddot{x}_1 + J_1 \cdot x_1 + k \cdot (x_1 - x_2) = -k \cdot h_n + F \cdot \cos \omega t \\ m \cdot \ddot{x}_2 + J_2 \cdot x_2 - k \cdot (x_1 - x_2) = k \cdot h_n \end{cases} \quad (3), (4)$$

$$\begin{cases} M \cdot \ddot{x}_1 + x_1 \cdot (J_1 + k) - k \cdot x_2 = -k \cdot h_n + F \cdot \cos \omega t \\ m \cdot \ddot{x}_2 + x_2 \cdot (J_2 + k) - k \cdot x_1 = k \cdot h_n \end{cases} \quad (5), (6)$$

Розв'язок рівнянь (5) та (6) можна представити у загальному вигляді

$$x_1 = A + B \cdot \cos(\omega t + \varphi_1) \quad (7)$$

$$x_2 = C + D \cdot \cos(\omega t + \varphi_2) \quad (8)$$

Оскільки невідомі коефіцієнти А і С визначаються постійною складовою правої частини наведених рівнянь, то можна записати:

$$A \cdot (J_1 + k) - k \cdot C = -k \cdot h_n \quad (9)$$

$$C \cdot (J_2 + k) - k \cdot A = k \cdot h_n \quad (10)$$

Застосовуючи для розв'язання рівнянь 9 та 10 метод Крамера, отримаємо:

$$\Delta = \begin{vmatrix} J_1 + k & -k \\ -k & J_2 + k \end{vmatrix} = J_1 \cdot J_2 + J_1 \cdot k + J_2 \cdot k \quad (11)$$

$$\Delta_A = \begin{vmatrix} -k \cdot h_n & -k \\ k \cdot h_n & J_2 + k \end{vmatrix} = -k \cdot h_n J_2 \quad (12)$$

$$\Delta_C = \begin{vmatrix} J_1 + k & -k \cdot h_n \\ -k & k \cdot h_n \end{vmatrix} = k \cdot h_n J_1 \quad (13)$$

Тоді
$$A = \frac{\Delta_A}{\Delta} = \frac{-k \cdot h_n \cdot J_2}{J_1 \cdot J_2 + J_1 \cdot k + J_2 \cdot k} \quad (14)$$

$$C = \frac{\Delta_C}{\Delta} = \frac{k \cdot h_n \cdot J_1}{J_1 \cdot J_2 + J_1 \cdot k + J_2 \cdot k} \quad (15)$$

Аналіз виразів (14) та (15) дає змогу зробити висновок про те, що фактична товщина матеріалу, який знімається з оброблюваної плити в процесі калібрування-шліфування є менша за налагоджувальну глибину h_n . Жорсткість систем інструмента і заготовки здійснюватимуть різний вплив на величину переміщення. Збільшення жорсткості системи інструмента призводить до зменшення лінійного переміщення і відповідно до зменшення частки переміщення від h_n . Характерною особливістю цього впливу є те, що інтенсивність зменшення переміщення в міру збільшення величини J_1 істотно зменшується.

Збільшення жорсткості системи заготовки призводить до збільшення величини переміщення та величини $A \cdot 100 \% / h_n$.

Враховуючи змінні складові рівнянь (3) і (4) та беручи до уваги (5) та (6), отримаємо:

$$x_{01} = B \cdot \cos(\omega t + \varphi_1) \quad (16)$$

$$x_{02} = D \cdot \cos(\omega t + \varphi_2) \quad (17)$$

Беручи до уваги змінні доданки рівнянь (15) і (16) та враховуючи (26) та (27), отримаємо:

$$(-M \cdot \omega^2 + J_1 + k) \cdot x_{01} - k \cdot x_{02} = F \quad (18)$$

$$(-m \cdot \omega^2 + J_2 + k) \cdot x_{02} - k \cdot x_{01} = 0 \quad (19)$$

або
$$(-M \cdot \omega^2 + J_1 + k) \cdot x_{01} - k \cdot x_{02} = F \quad (20)$$

$$-k \cdot x_{01} + (-m \cdot \omega^2 + J_2 + k) \cdot x_{02} = 0 \quad (21)$$

Тоді
$$x_{01} = \frac{\Delta_1}{\Delta} = \frac{F \cdot (-m \cdot \omega^2 + J_2 + k)}{(-M \omega^2 + J_1 + k) \cdot (-m \cdot \omega^2 + J_2 + k) - k^2} = \quad (22)$$

$$= \frac{F \cdot (-m \cdot \omega^2 + J_2 + k)}{(-m \omega^2 + J_2 + k) \cdot (-M \cdot \omega^2 + J_1) + (-m \cdot \omega^2 + J_2) \cdot k}$$

$$x_{02} = \frac{\Delta_2}{\Delta} = \frac{k \cdot F}{(-M \omega^2 + J_1 + k) \cdot (-m \cdot \omega^2 + J_2 + k) - k^2} = \quad (23)$$

$$= \frac{k \cdot F}{(-m \omega^2 + J_2 + k) \cdot (-M \cdot \omega^2 + J_1) + (-m \cdot \omega^2 + J_2) \cdot k}$$

$$x_1 = \frac{-k \cdot h_n \cdot J_2}{J_1 \cdot J_2 + J_1 \cdot k + J_2 \cdot k} + \frac{F \cdot (-m \cdot \omega^2 + J_2 + k)}{(-m \omega^2 + J_2 + k) \cdot (-M \cdot \omega^2 + J_1) + (-m \cdot \omega^2 + J_2) \cdot k} \quad (24)$$

$$x_2 = \frac{k \cdot h_n \cdot J_1}{J_1 \cdot J_2 + J_1 \cdot k + J_2 \cdot k} + \frac{k \cdot F}{(-m \omega^2 + J_2 + k) \cdot (-M \cdot \omega^2 + J_1) + (-m \cdot \omega^2 + J_2) \cdot k} \quad (25)$$

Кінематична хвилястість, зумовлена биттям абразивного циліндра, визначатиметься різницею $x_{01} - x_{02}$, яку знайдемо, як:

$$X_{01} - X_{02} = \frac{F \cdot (-m \cdot \omega^2 + J_2)}{(-m \omega^2 + J_2 + k) \cdot (-M \cdot \omega^2 + J_1) + (-m \cdot \omega^2 + J_2) \cdot k} \quad (26)$$

Аналіз виразу (26) дає змогу визначити шляхи зменшення різниці $X_{01} - X_{02}$:

- Зменшення величини збурювальної сили F .
- Зменшення величини виразу $(J_2 - m \cdot \omega^2)$ (величина цієї різниці наближається до нуля, якщо власна частота коливаний системи збігається з частотою збурювальної сили або близька до неї).
- Збільшення величини коефіцієнта k (значення коефіцієнта k збільшується за умови зменшення налагоджувальної глибини процесу калібрування-шліфування).
- Збільшення жорсткості системи інструмента J_1 .