

РОЗДІЛ «МАШИНОБУДУВАННЯ. МЕХАНІКА»

УДК 621.941.014.8

ДАВИДЧИК А.Н., к.ф.-м.н., доцент

ЛЕВЧУК А.С., к.т.н., доцент

ЗАЦАРЕНКО В.И., ассистент

Днепродзержинский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ СООТНОШЕНИЙ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ДРОБИЛОК С НОЖОМ ПОЛУЭЛЛИПТИЧЕСКОЙ ФОРМЫ

Введение. Утилизация металлической стружки, полимерных и древесных отходов связана с их дроблением до требуемой крупности. Эти рыхлые материалы могут эффективно измельчаться в дробилках, реализующих деформацию среза, т.к. при этом материал не наматывается на ротор, и крупность продукта определяется толщиной ножа, что ускоряет дробление. Особенно важно применение таких устройств для дробления стружки высоколегированных сталей и сплавов цветных металлов, являющихся ценным сырьем для металлургии, и вместе с тем, не поддающихся эффективному измельчению другими видами деформаций. Основу конструкции ножевой дробилки составляет расположенный в корпусе ряд пластинчатых неподвижных ножей, над которыми установлен вал с подвижными ножами; ножи взаимодействуют с зазором 0,10-0,15 мм. Чтобы избежать перегрузок привода, каждый подвижный нож должен захватывать ровно столько материала, сколько он может разрушить при движении относительно неподвижных ножей. Таким образом, необходима строгая дозировка поступающего материала, в связи с чем захватывающая способность устройства должна быть оптимальной или регулируемой.

Постановка задачи. Захватывающая способность регулируется различными способами [1, 2], но в основном она определяется формой подвижного ножа [1], который должен эффективно захватывать материал, а с другой стороны – исключать перегрузки привода при дроблении, т.е. нож должен обладать свойством саморегуляции захватывающей способности. Она зависит от удлинения ножа, расстояния от оси вращения до неподвижных ножей, способа установки ножей на валу и других факторов [1]. Повышение эффективности дробления возможно при установлении связи между конструктивными параметрами дробилок и результатами дробления. Целенаправленно изменяя эти параметры, можно определить их значения, соответствующие наилучшим результатам. Задача заключается в аналитическом задании рациональной формы ножа и в определении пределов изменения задающих параметров, т.е. удлинений ножа и расстояний от оси вращения вала до плоскости неподвижных ножей.

Результаты исследований. Анализ работы дробилок с вогнуто-зубчатыми ножами [1, 2] показывает, что захватывающая способность оптимизируется использованием ножа, заданного гладкой выпуклой направляющей кривой. Разработана дробилка для металлической стружки [3], содержащая бункер 1 (рис.1), корпус с перфорированным дном 2, установленные на осях 3 неподвижные ножи 4, над которыми на высоте h установлен вал 5 с неподвижными ножами 6, расположенными на валу с оборотом друг относительно друга на угол γ по винтовой линии.

Направляющая кривая ножа задана уравнением эллипса:

$$R = \pm \frac{R_0}{\sqrt{\cos^2 \varphi + \frac{1}{\lambda^2} \sin^2 \varphi}},$$

где R_0 – радиус основания ножа, сопряженного с эллиптической кривой, м;
 φ – угол, соответствующий радиусу R кривой ($0 \leq \varphi \leq 180^\circ$), рад.;
 λ – удлинение (отношение длин полуосей эллипса).

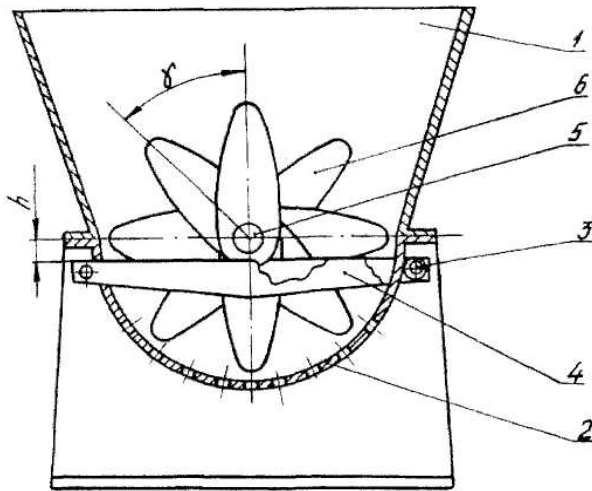


Рисунок 1 – Ножевая дробилка

Деформация среза начинается при определенном угле α , под которым касательная к направляющей кривой пересекает плоскость неподвижных ножей (для рыхлых материалов $\alpha \leq 23^\circ$). По мере вращения ножа вокруг оси на высоте h от плоскости неподвижных ножей угол $\alpha = 23^\circ$ достигается сначала на расстоянии l_1 от середины длины неподвижного ножа, а затем – на расстоянии l_2 от нее (рис.2). На участке $\Delta l = l_2 - l_1$, где $\alpha < 23^\circ$, идет эффективное резание, в то время как при $\alpha > 23^\circ$ (участки $0 < l < l_1$ и $l > l_2$) материал выталкивается из-под ножа. Важным преимуществом

является возможность выскользывания материала на участке $\Delta l_B = R_n - l_2$ (R_n – длина большой полуоси ножа) с выходом на нулевую захватывающую способность в вершине ножа (эллиптическая кривая сопрягается с окружностью вращения ножа). Это разгружа-

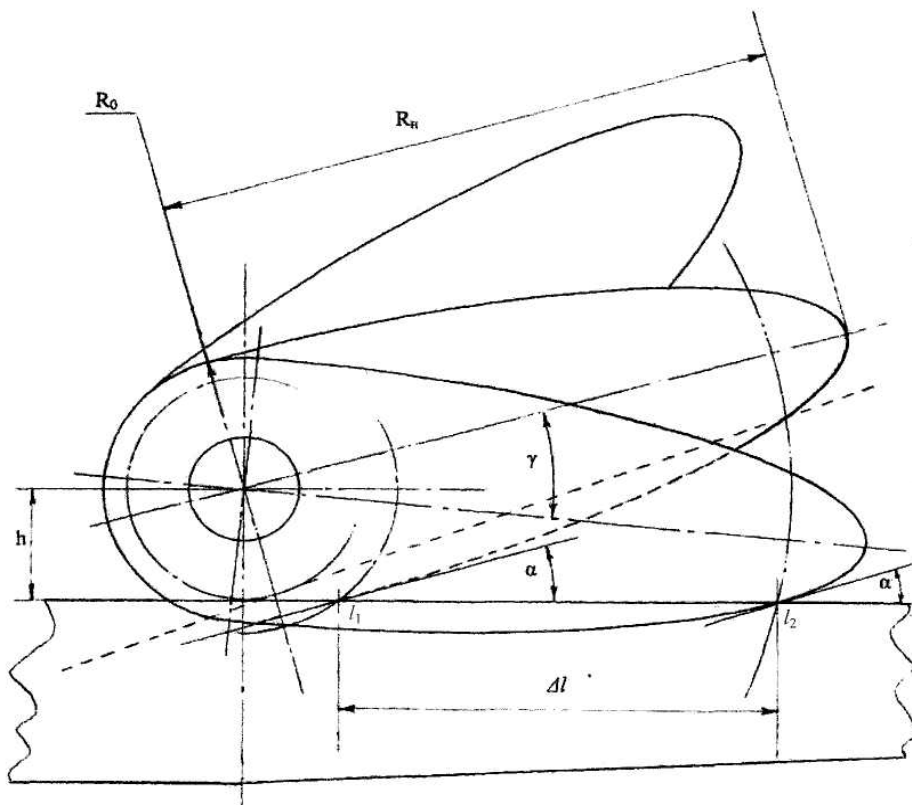


Рисунок 2 – Взаимодействие полуэллиптического ножа с плоскостью неподвижных ножей

ет вершину ножа и исключает заклинивание материала между ножом и стенкой бункера. Эллиптический нож создает как нормальное усилие среза, так и радиальное усилие разрыва вдоль плоскости неподвижных ножей с непрерывным переходом от выскользывания к резанию и снова к выскользыванию, чем достигается саморегуляция захватывающей способности. Снижаются скачки усилий на валу как при взаимодействии каждого неподвижного ножа с подвижными, так и при переходах от предыдущего подвижного ножа к следующему.

Нож выполняется полуэллиптическим, т.е. в любой момент половина ножей ротора находится под плоскостью неподвижных ножей. Поэтому материал может опускаться до самого вала, и каждый подвижный нож измельчает материал по всей своей длине, начиная от корневой части, что увеличивает производительность при снижении усилий разрушения. Эксцентричная форма ножей обеспечивает их поочередное контактирование с неподвижными ножами: в каждый момент плоскость неподвижных ножей пересекает только один подвижный нож по всей длине вала, что позволяет равномерно разрушать материал без перегрузок привода.

С увеличением высоты h (рис.2) возрастает длина участка эффективного резания Δl и повышается производительность, но до тех пор, пока не нарушена возможность выскользывания материала на конечном участке $\Delta l_B \geq 0,1 R_n$. При меньших длинах этого участка существенно нарушается равномерность усилий как по длине каждого ножа, так и при переходах от одного ножа к другому по мере вращения. В свою очередь, высота h зависит от удлинения ножа λ . Поэтому определение оптимальных значений h и координат l_1 и l_2 для каждого удлинения позволяет установить приемлемый диапазон самих удлинений, а также угловой шаг γ (сначала из условия поочередного контактирования, т.е. одновременного нахождения на плоскости неподвижных ножей точки l_2 предыдущего ножа и точки l_1 следующего ножа, а затем – согласуя

эту величину γ с условием кратности $\gamma = \frac{360^\circ}{n}$, где n – число ножей на валу).

Экспериментально исследовались зависимости $l(h)$ в интервале удлинений $3,0 < \lambda < 5,0$. Расстояние l отсчитывалось от середины длины неподвижного ножа. Длина полуэллиптического ножа $R_n = 600$ мм, радиус вала $R_B = 50$ мм (нижний предел изменения высоты h). Верхний предел изменения h определялся радиусом окружности основания ножа R_0 , которое должно входить в паз между неподвижными ножами на величину $R_0 - h \geq 10$ мм. При повороте вала определялись расстояния l_1 и l_2 , соответствующие углу $\alpha = 23^\circ$, для различных высот h при каждом удлинении ножа λ . Результаты представлены зависимостями $l(h)$ на рис.3.

Для данного удлинения с уменьшением h расстояние l_1 увеличивается, а l_2 – уменьшается, т.е. Δl уменьшается, причем для малых удлинений ($\lambda < 0,4$) достигается минимум ($\Delta l = 0$) эффективного резания. Для удлинений $\lambda > 0,4$ получаются зависимости $l_1(h)$ для корневой части ножа и $l_2(h)$ – для концевой. С ростом удлинения λ длина участка резания Δl увеличивается для данных высот h . Однако при больших λ участок выскользывания уменьшается и отодвигается к вершине ножа, причем скачок усилий на валу при переходе от резания к выскользыванию и к вступлению в резание следующего ножа становится более резким, поэтому удлинения ножей должны быть ограничены. Крутизна зависимостей $l_1(h)$ и $l_2(h)$ увеличивается с ростом удлинений,

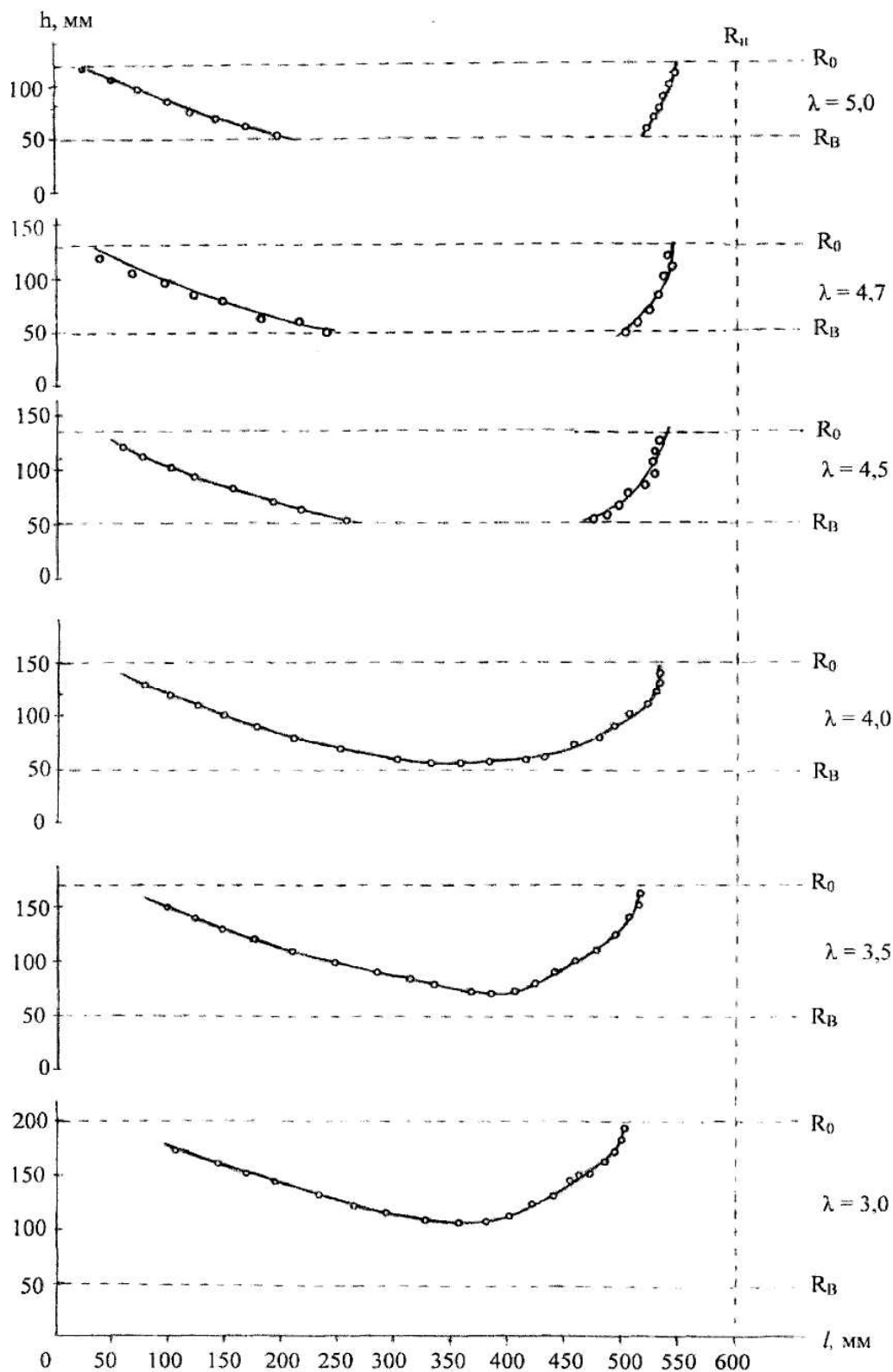


Рисунок 3 – Зависимости $l(h)$ для эллиптических ножей различных удлинений

т.е. чем больше удлинение, тем сильнее влияет изменение высоты h на длину Δl участка резания.

Оптимальные значения h и λ определялись по критериям $\frac{\Delta l}{R_n}$ и $\frac{\Delta l_B}{R_n}$. При

$\lambda = 3,0$ оптимальна більша висота $h = 0,9 R_0$, при якій відстань l_1 мінімально, а $\Delta l_B = 0,183 R_H$ – достатньо для вискальзання. Достатньо і відстань $R_0 - h = 20$ мм. Для $\lambda = 3,5$ оптимально значення $h = 0,874 R_0$, при якому не досягається крутий хід залежності $l_2(h)$, а значення l_1 мінімально, причому ділянка вискальзання $\Delta l_B = 0,15 R_H$ – достаточна. С переходом к $\lambda \geq 4,0$ потрібно зменшувати висоту h для збільшення ділянки вискальзання (соответственно при $h = 0,8 R_0$ $\Delta l_B = 0,125 R_H$). Для $\lambda = 4,5-4,7$ оптимальні $h \sim 0,8 R_0$, при яких $\frac{\Delta l_B}{R_H} > 0,1$, хоча довжина ділянки ефективного різання Δl починає зменшуватися. Т.е. при $\lambda > 4,7$ проявляється недолік великих удлинень: для забезпечення вискальзання необхідно зменшення h до $0,75 - 0,66 R_0$, що призводить до збільшення довжини l_1 і небажательному зміщенню ділянки різання Δl к вершині ножа (при общем зменшенні Δl). Следовательно, при $\lambda < 5,0$ целесообразность еллиптической формы ножа утрачивается. Наибольший показатель эффективности резания $\frac{\Delta l}{R_H} \geq 0,7$

при необходимом $\frac{\Delta l_B}{R_H} \geq 0,1$ достигается при удлиненьях $4,0 < \lambda < 4,7$, которые следует считать оптимальными для данного угла α при среднем $\frac{h}{R_0} \approx 0,8$.

Угловий крок γ установки ножей на валу залежить від довжини Δl (при необхідності поочередного контактирования ножей). Величина $\frac{\Delta l_B}{R_H}$ в діапазоні $4,0 \leq \lambda \leq 4,7$ змінюються незначительно, так що кут γ можна вважати незалежним від удлиненья при $\Delta l \approx 0,7 R_H$. Действительно, полученные геометрическим построением угловые шаги γ для оптимальных $\frac{\Delta l_B}{R_H}$ в діапазоні $4,0 \leq \lambda \leq 4,7$ змінюються мало:

от $28,5^\circ$ до 25° . С другой стороны, оценить кут γ можно из условия квадратного сечения зоны дробления. Довжина ротора (с учетом условия кратности)

$$L = 2R_H = d(2n + 1) = d \left(\frac{720^\circ}{\gamma} + 1 \right), \text{ где } d - \text{толщина ножа. Отсюда } \gamma = \frac{720^\circ \cdot d}{2R_H - d}.$$

Например, для $d = 40$ мм и $R_H = 600$ мм получается $\gamma = 24,8^\circ$, т.е. можно принять $\gamma = 24^\circ$ при $n = 15$ ножах на роторе, что согласуется со средним $\gamma = 26,67^\circ$ в діапазоні $4,0 < \lambda < 4,7$ при еллиптической форме ножа.

Выводы. Разработанная конструкция дробилки с полуэллиптическим ножом обеспечивает эффективное дробление рыхлых материалов, в том числе стальной стружки, за счет саморегуляции захватывающей способности ножей. Оптимальным является диапазон удлиненья ножей $4,0 < \lambda < 4,7$ при расстоянии оси вала $h = 0,8 R_0$ от плоскости разрушения (R_0 – радиус основания ножа). Эллиптическая направляющая кривая ножа обеспечивает приемлемое согласование угловых шагов γ установки

ножей на валу, определенных в пределах указанных значений λ и h геометрически, со значениями углов γ , определенными из условия кратности этих углов 360° , при квадратном сечении зоны дробления, благодаря чему достигается поочередное контактирование ножей при указанных параметрах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пат. 32688А Україна, МПК В02С18/06. Прилад для роздрібнення матеріалів / Зацаренко В.С., Тихонов О.М., Левчук О.С. [та ін.]; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № 98010448; заявл. 27.01.98; опубл. 15.02.01, Бюл. № 1.
2. Пат. 39436А Україна, МПК В02С18/14. Пристрій для роздрібнення матеріалів / Зацаренко В.С., Тихонов О.М., Стебляк П.О.; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № 2000074584; заявл. 31.07.00; опубл. 15.06.01, Бюл. № 5.
3. Пат. 40158А Україна, МПК В02С 18/06. Пристрій для роздрібнення матеріалів / Зацаренко В.С., Тихонов О.М., Левчук О.С., Скляр В.М.; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № 2000074312; заявл. 18.07.00; опубл. 16.07.01, Бюл. № 6.

Поступила в редколлегию 15.06.2015.

УДК 621.867.427

ЧАСОВ Д.П., ассистент

Днепродзержинский государственный технический университет

ОБОСНОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОЙ НАПОЛНЯЕМОСТИ ЖЕЛОБА ШНЕКОВОГО КОНВЕЙЕРА С ДОПОЛНИТЕЛЬНЫМИ ЛОПАСТЯМИ

Введение. На современном этапе развития машиностроения важным фактором является использование отходов металлообработки ввиду высокой стоимости сырья, которое относится к невозобновляемым природным ресурсам. Ежегодное количество металлической стружки, образовавшейся на территории машиностроительных предприятий Украины, стремительно растет и уже достигает 3000 т/год. Данное количество является определяющим фактором для использования экологически и энергетически берегающих технологий в машиностроительном производстве. Применение новых энергосберегающих методик и технологий не должно отражаться на снижении производительности модернизированных агрегатов и машин. Снижение энергоемкости при условии увеличения производительности возможно благодаря конструктивным модернизациям узлов и механизмов. Поэтому модернизация транспорта для удаления отходов машиностроительных предприятий является важным энергетическим и экологическим вопросом и приоритетной задачей промышленности Украины.

На территории Украины имеется небольшое количество авторов, чьи работы посвящены вопросу снижения энергоемкости при неизменной или увеличивающейся производительности. Наиболее известными авторами работ в этой области являются Б.М.Гевко, О.Л.Ляшук, И.Б.Гевко, Р.М.Рогатынский, В.С.Ловейкин, О.Р.Рогатынская, Дячун А.Е. [1, 2]. Однако вышеуказанные работы направлены на модернизацию привода, а не на конструктивные изменения в геометрии транспортирующих элементов. Также в трудах ранее упомянутых авторов не уделяется достойное внимание вспомогательным параметрам транспортирования: наполняемости шнека, геометрии и плотности транспортированного материала для машиностроительной промышленности.

Несмотря на существующие модернизации конвейерного транспорта, практически отсутствуют работы, посвященные описанию и расчетам эффективной наполняемо-

сти желоба винтового конвейера. Также не рассматривается вопрос привязки эффективной наполняемости желоба шнекового конвейера к элементам модернизации и их параметрам – количеству, расположению и т.д.

Постановка задачи. Задачей работы является обоснование эффективной наполняемости желоба винтового конвейера с установленными дополнительными лопастями с целью повышения производительности при неизменном энергопотреблении.

Результаты работы. Анализ процесса транспортирования металлической стружки винтовым конвейером показал, что наполняемость желоба можно рассматривать как угол сектора круга, образованного фронтальным сечением шнека (рис.1).

Из рис.1 угол сектора наполняемости желоба можно выразить через дугу и радиус:

$$R = \frac{L^2 - 4(R-T)^2}{8 - (R-T)} = \frac{L^2 - 4h^2}{8h}, \quad (1)$$

где L – дуга сектора желоба, м;

R – радиус шнека, м;

h – уровень наполняемости желоба, м;

T – разница радиуса шнека и наполняемости желоба, м.

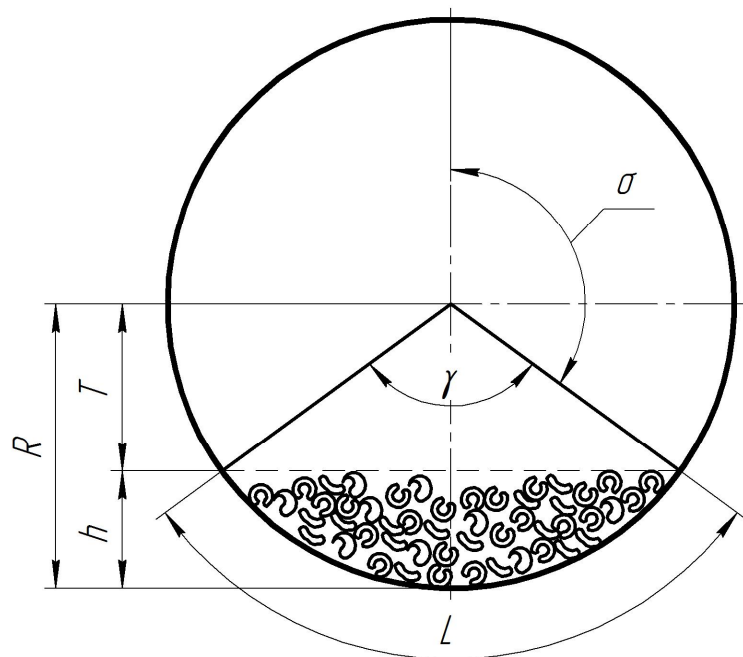


Рисунок 1 – Фронтальное сечение желоба шнекового конвейера

Преобразовываем уравнения для выражения дуги сектора:

$$L^2 - 4h^2 = R8h;$$

$$L^2 = R8h + 4h^2;$$

$$L = \sqrt{R8h + 4h^2}.$$

Также $L = \frac{2\pi R}{360} \gamma,$

где γ – угол сектора.

Следовательно,

$$\frac{2\pi R}{360} \gamma = \sqrt{R8h + 4h^2},$$

откуда

$$\gamma = \frac{360\sqrt{R8h + 4h^2}}{2\pi R}. \quad (2)$$

Для определения эффективного наполнения желоба, зависящего от угла атаки лопастей, необходимо определить величины угла начала движения материала на поверхности дополнительной лопасти β и угла, характеризующего наполняемость желоба конвейера γ . Отделенная от завала элементарная частица должна возвратиться обратно в ручей желоба. Расстояние, преодолеваемое элементарной частицей, можно охарактеризовать углом δ , определяемого из сечения желоба с учетом наполняемости (рис.2):

$$\delta = 90^\circ - \frac{\gamma}{2} - \beta. \quad (3)$$

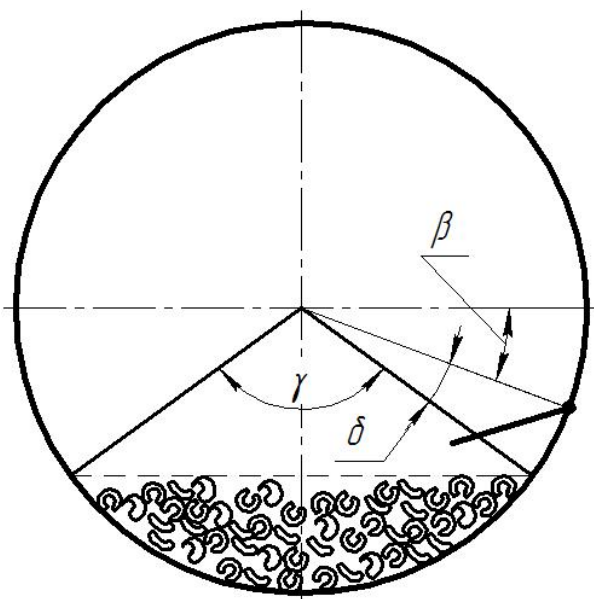


Рисунок 2 – Сечение желоба шнекового конвейера с учетом наполняемости

Проведенные экспериментальные исследования позволили построить графики определения эффективного наполнения желоба винтового конвейера с тремя дополнительными лопастями (рис.3).

Из рис.3 четко виден эффективный процент наполняемости желоба, который равен 30%. До данного значения производительность шнекового конвейера возрастает, а после – начинает убывать. Данная тенденция объясняется тем, что при наполняемости желоба до 30% дополнительные лопасти не в полной мере контактируют с транспортируемым материалом. По преодолению 30% наполняемости желоба стружка не успевает вернуться обратно в общий ручей желоба.

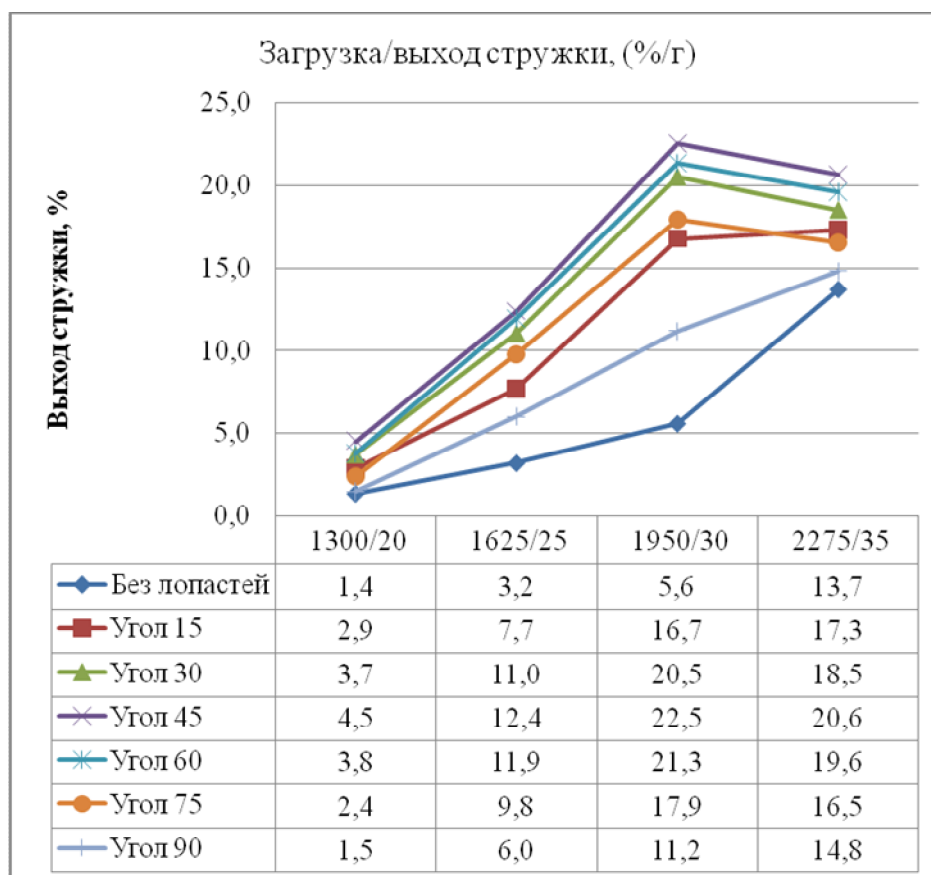


Рисунок 3 – График эффективного наполнения желоба

Выводы. Подводя итог проведенных экспериментальных и аналитических исследований, можем сделать вывод о целесообразном и наиболее эффективном наполнении желоба шнекового конвейера с дополнительными лопастями на 30%. Такое на-

полнение желоба винтового конвейера с дополнительными лопастями возможно применять не только для транспортирования отходов механического производства, но и в сфере сельского и коммунального хозяйств.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гевко Б.М. Оптимизация конструктивных параметров шнековых конвейеров / Б.М.Гевко, Р.М.Рогатынский // Изв. вузов. Машиностроение. – 1989. – №5. – С.109-114.
2. Гевко І. Синтез змішувачів з гвинтовими робочими органами / І.Гевко, Р.Любачівський, А.Дячун // Вісник Львівського національного аграрного університету: агроінженерні дослідження. – 2012. – № 16. – С.237-246.

Поступила в редколлегию 15.07.2015.

УДК 669.168.047/7-911.6

ЧЕРНИШОВ О.В., ст. викладач
ЧУХНО С.І., к.т.н. доцент
ТРИКІЛО А.І., к.т.н. доцент
ДОЛГОПОЛОВ І.С., к.т.н. доцент
ТУЧИН В.Т., інженер
ЯЦИНА В.С., магістр

Дніпродзержинський державний технічний університет

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ КІНЕТИКИ СУШІННЯ ПАКЕТІВ МЕТАЛЕВОЇ СТРУЖКИ

Введення. В сучасній металообробній промисловості утворюється велика кількість металевої стружки, характер і стан якої залежить від матеріалу, що обробляється, типу металорізальних верстатів та режимів різання. Не дивлячись на широке застосування прогресивних методів виготовлення заготовок, що дають можливість довести коефіцієнт використання матеріалу в машинобудуванні до 0,7, кількість стружки не зменшується. Лише 50% її повертається в загальний баланс металу, решта втрачається. Великі втрати виникають від корозії, вигорання при переплавленні та транспортуванні [1].

Основним способом утилізації металевої стружки на сьогоднішній день є металургійний переплав непідготовленої стружки, що не рентабельно. Основні переваги утилізації відходів механічної обробки в спресованому виді полягають в тому, що при переробці стружки відсутнє вигорання заліза та легуючих елементів; значно знижуються витрати на транспортування, оскільки їх можна пресувати в тому цеху, де вони утворюються; знижуються витрати та забрудненість стружки при її транспортуванні та зберіганні.

Окрім цього, на поверхні стружки знаходиться до 16% мастильно-охолоджуючої рідини (від загальної маси стружки), яка попала під час механічної обробки. Відтак постає питання сушіння пакетів перед плавленням. Тому актуальною задачею являється поліпшення якості пакетів із металевої стружки та зменшення енерговитрат за рахунок поліпшення існуючих та розробки нових технологій і обладнання для сушіння пакетів із стружки.

Постановка задачі. Для розробки та проектування сучасних сушильних установок та технологій необхідно мати дані з кінетики сушіння пакетів з металевої стружки. В літературних джерелах такі дані відсутні. Тому метою даної роботи являється проведення дослідження кінетики сушіння пакетів з металевої стружки.

Результати роботи. Методика досліджень. Дослідження проводились на експериментальній сушильній установці, представленій на рис.1. Сушилися декілька партій пакетів, відібраних після пакетування. Теплофізичні характеристики брикетів перед сушкою наступні:

- хімічний склад: сталь 45, сталь 25ХГТ;
- щільність матеріалу $\gamma - 2,5 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$;
- початкова вологість $W^o = 3-17\%$.

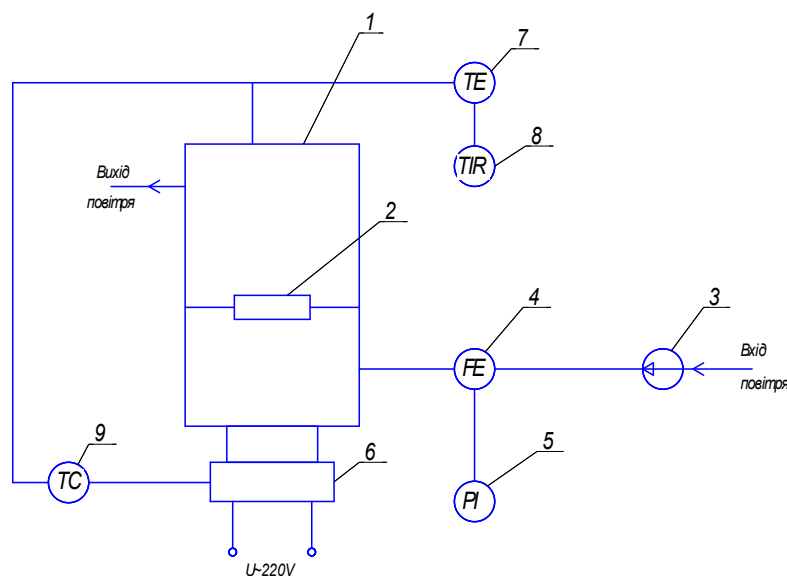


Рисунок 1 – Принципова схема камерної сушильної установки

Пакет із стружки 2 з початковою вологістю W^o і температурою t розташовували у сушильній камері установки 1. У камері підтримувалась постійна температура. Підтримування необхідної температури здійснювалось шляхом попереднього нагріву камери до необхідних температурних умов. Подача повітря в камеру сушильної установки здійснювалась за допомогою вентилятора 3. Для вимірювання витрат повітря використовувалась вимірювальна діафрагма 4, вимірювання перепаду тиску здійснювалось диференціальним манометром 5. Регулювання температури у сушильній камері проводилось комутуючим пристроєм 6 та регулятором температури 9. Протягом сушіння кожні 5-10 хвилин вимірювалась маса пакета за допомогою електронних вагів типу MW-150. Похибка вимірювання маси $\pm 0,005$ г. Процес сушіння вважався завершеним, коли маса зразка не мінялася після чергового зважування. Вимірювання температури проводилось за допомогою комплекту приборів – мідного термометра опору 7 та вимірювача-регулятора технологічного ИРТ5920НПП ЕЛЕМЕР ТС-1388/450М універсального 8. Основна похибка вимірювання температури не перевищувала $\pm 0,5^\circ\text{C}$. Процесу сушіння піддавалися зразки, що мали щільність $1,05 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$, $1,189 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$, $1,58 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$, $1,78 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$ та $2,33 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$.

Експеримент проводився таким чином: сушильна камера розігрівалася до заданої температури, наприклад 100°C . Зразки завантажувалися у камеру по одному, витримувались при даній температурі 5 хв., потім виймалися, зважувалися і знову сушилися. Експеримент проводився, поки після двох зважувань поспіль маса пакета не змінювалась. Це говорило про те, що зразок висушений повністю. Потім камера розігрівалася до температури 200°C і 300°C , і експеримент знову повторювався.

Обробка результатів досліджень проводилася методами математичної статистики [2, 3]. Результати досліджень у вигляді кривих сушіння наведено на рис.2-7. В усіх

випадках щільність пакетів відповідно складала: 1 – $1,05 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; 2 – $1,189 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; 3 – $1,58 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; 4 – $1,78 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; 5 – $2,33 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$.

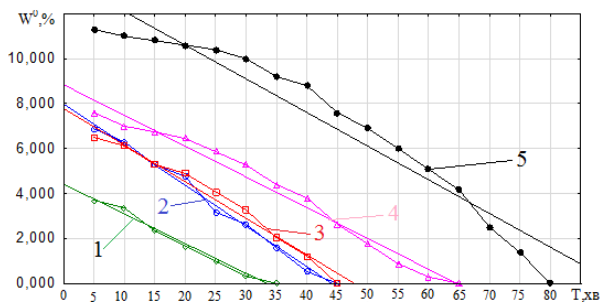


Рисунок 2 – Графік залежності вологості пакета від часу сушіння при температурі 100°C

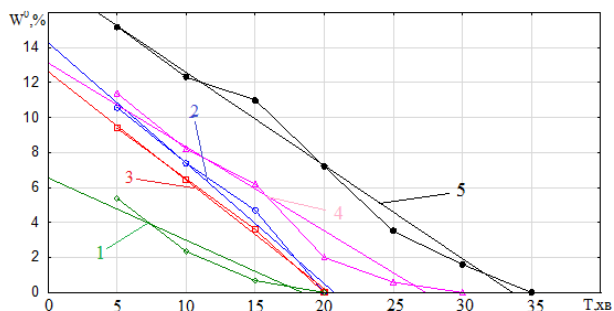


Рисунок 3 – Графік залежності вологості пакета від часу сушіння при температурі 200°C

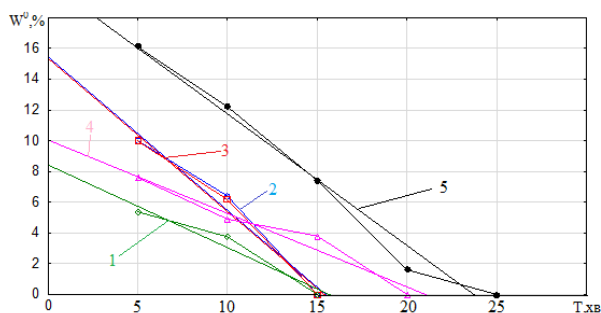


Рисунок 4 – Графік залежності вологості пакета від часу сушіння при температурі 300°C

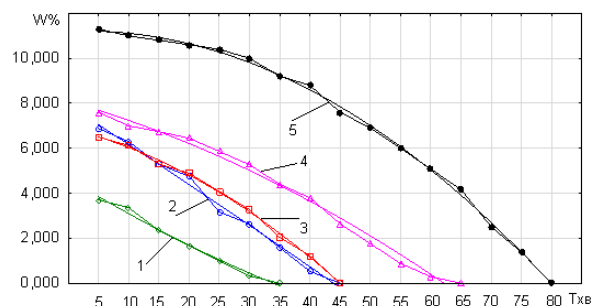


Рисунок 5 – Графік залежності вологості пакета від часу сушіння при температурі 100°C

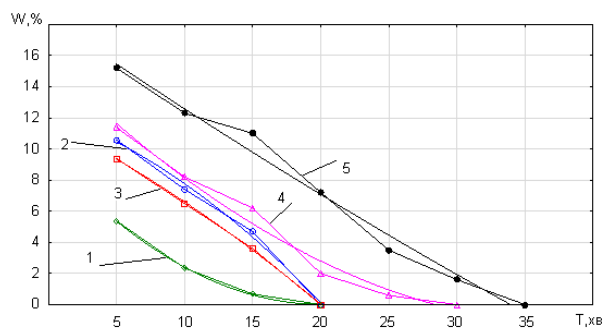


Рисунок 6 – Графік залежності вологості пакета від часу сушіння при температурі 100°C

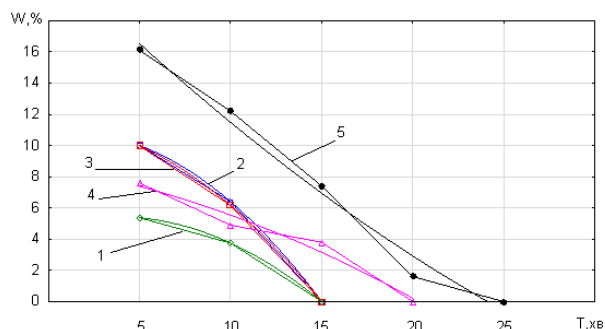


Рисунок 7 – Графік залежності вологості пакета від часу сушіння при температурі 100°C

При аналізі результатів сушіння пакетів розглядалися як лінійні залежності (рис.2-4), так і залежності другого порядку (рис.5-7).

Із графіків і розрахунків видно, що похибка між експериментальною та розрахунковою кривими при квадратичній залежності знаходиться в межах 10%. Із графіків також видно, що швидкість сушіння в пакетах з меншою щільністю більш лінійна, тобто

майже рівномірна, а з ростом щільності пакета в середині процесу сушіння швидкість сушіння уповільнюється. Це говорить про те, що щільні шари стружки стримують випаровування вологи з середини пакета.

Отримані аналітичні залежності при сушінні пакетів при температурі 100°C наведено у табл.1.

Таблиця 1 – Аналітичні залежності сушіння пакетів із стружки

Щільність пакетів, $\cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$	Аналітичні залежності	
	лінійні	квадратичні
1,05	$y_1 = 7,9917 - 0,9061 \times x$	$y_1 = 7,9187 - 0,8663 \times x - 0,004 \times x^2$
1,189	$y_2 = 7,7831 - 0,8139 \times x$	$y_2 = 6,8777 - 0,3201 \times x - 0,0494 \times x^2$
1,58	$y_3 = 4,4183 - 0,661 \times x$	$y_3 = 4,6661 - 0,8262 \times x + 0,0207 \times x^2$
1,78	$y_4 = 8,8441 - 0,6844 \times x$	$y_4 = 8,0939 - 0,3844 \times x - 0,0214 \times x^2$
2,33	$y_5 = 13,5969 - 0,7487 \times x$	$y_5 = 11,1936 + 0,0523 \times x - 0,0471 \times x^2$

Як видно з табл.1 та рис.8-9, коефіцієнти рівнянь залежать від щільності пакетів.

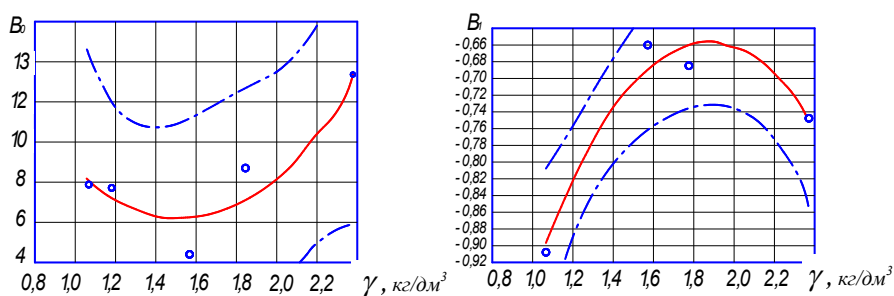


Рисунок 8 – Графік залежності коефіцієнтів лінійної залежності v_0 і v_1 від щільності пакета

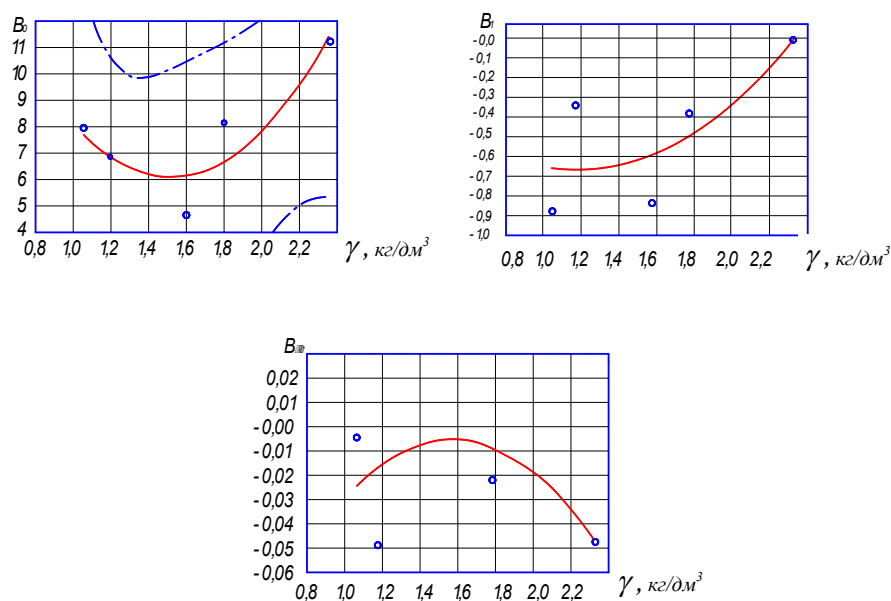


Рисунок 9 – Графік залежності коефіцієнтів нелінійної залежності v_0 , v_1 і v_{11} від щільності пакета

Результати математичного опису процесу сушіння пакетів при різній щільності наведено в табл.2.

Таблиця 2 – Математичні залежності коефіцієнтів рівнянь та узагальнені рівняння процесу сушіння пакетів із стружки при різній щільності пакета

Залежність коефіцієнтів рівнянь від щільності пакета		
Коефіцієнти рівнянь	Лінійні	Нелінійні
$b_0(y)$	$b_0(y) = 29,0592 - 30,8616\gamma + 10,4366\gamma^2$	$b_0(y) = 29,0592 - 30,8616\gamma + 10,4366\gamma^2$
$b_1(y)$	$b_1(y) = -1,9652 + 1,4238\gamma - 0,3878\gamma^2$	$b_1(y) = 0,0515 - 1,2083\gamma + 0,5093\gamma^2$
$b_{11}(y)$	–	$b_{11}(y) = -0,179 + 0,2218\gamma - 0,0709\gamma^2$
Узагальнена лінійна залежність		
$y \cdot L_1 = (29,0592 - 30,8616 \cdot y + 10,4366 \cdot y^2) + (-1,9652 + 1,4238 \cdot y - 0,3878 \cdot y^2) \cdot x$		
$y \cdot L_1 = -30,8616 \cdot y + (-1,9653 \cdot x) + (-0,3878 \cdot y^2) \cdot x + 10,4366 \cdot y^2 + 1,4238 \cdot y \cdot x + 29,0592$		
Узагальнена нелінійна залежність		
$y \cdot K_2 = (23,8575 - 23,6278 \cdot y + 7,8478 \cdot y^2) + (0,0515 - 1,2083 \cdot y - 0,5093 \cdot y^2) \cdot x + (-0,179 + 0,2218 \cdot y - 0,0709 \cdot y^2) \cdot x^2$		
$y \cdot K_2 = -23,6278 \cdot y + 0,0515 \cdot x + 0,2218 \cdot y \cdot x^2 + 0,5093 \cdot y^2 \cdot x + 7,8478 \cdot y^2 + (-0,179 \cdot x^2) + (-0,0709 \cdot y^2 \cdot x^2) + (-1,2083 \cdot x \cdot y) + 23,8575$		

При сушінні пакетів великої щільності бажано інтенсифікувати процес продування пакетів гарячим повітрям, а також опромінювати інфрачервоним променем. Для цього можна використовувати інфрачервоні газові пальники ГПБ-Л, а також інші випромінювачі.

Висновки. Таким чином можна зробити наступні висновки:

1. Процес сушіння пакетів із стружки залежить як від щільності пакетів, так і від температури сушіння.
2. Чим вища щільність пакета і температура сушіння їх, тим більша лінійна залежність вологості у процесі сушіння.
3. При низькій температурі сушіння залежність вологості у процесі сушіння більш нелінійна.
4. Отримано лінійні і нелінійні математичні залежності процесу сушіння пакетів із стружки з різною щільністю при температурі сушіння 100°C.
5. Для сушіння пакетів великої щільності необхідно інтенсифікувати процес сушіння за рахунок продувки пакета гарячим повітрям та крім конвекції інтенсифікувати процес інфрачервоним випромінюванням.

ЛІТЕРАТУРА

1. Кипарисов С.С. Проблемы получения порошков и изделий из них с использованием в качестве стружковых отходов / Кипарисов С.С., Падалко О.В. // Порошковая металлургия. – 1979. – №9. – С.56-65.
2. Планирование эксперимента в исследовании технологических процессов / [К.Хартман, Э.Лецкий, В.Шифер и др.]; под ред. Э.Лецкого. – М.: Мир, 1977. – 552с.
3. Сидняев Н.И. Введение в теорию планирования эксперимента: учеб. пособ. / Н.И.Сидняев, Н.Т.Вилисова. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2011. – 463с.

Надійшла до редколегії 12.10.2015.

Дніпродзержинський державний технічний університет

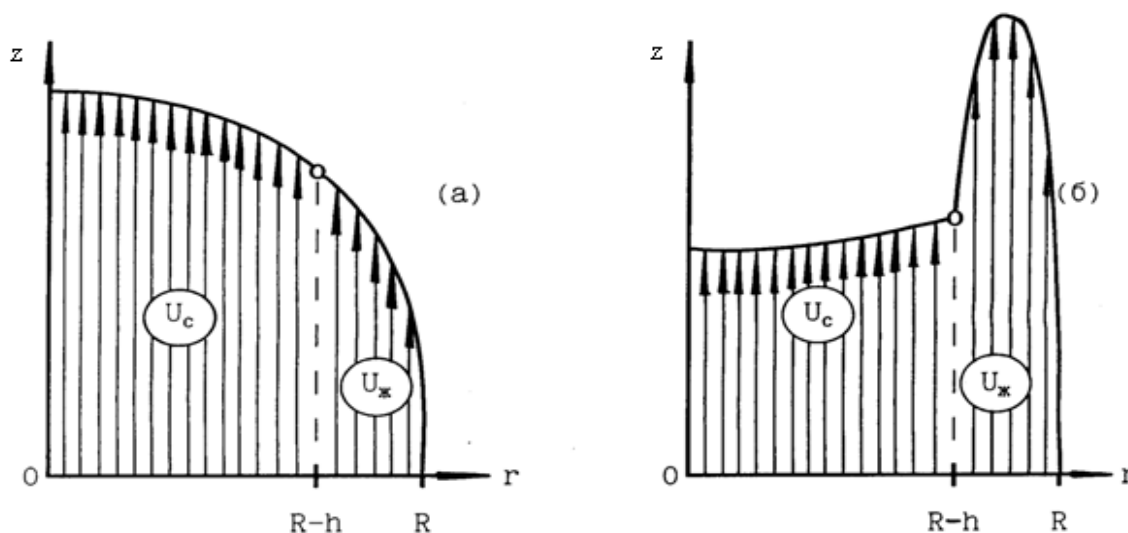
РЕЖИМ ТЕЧІЇ КОМПОЗИЦІЇ З ТІСТА, КОЛИ ШВИДКІСТЬ РІДИНИ В ЗМАЩУВАЛЬНОМУ ПРОШАРКУ ПЕРЕВИЩУЄ ШВИДКІСТЬ ЕКСТРУЗІЇ

Вступ. Мета пресування, інакше званого екструзією, – ущільнити замішане тісто, перетворити його в однорідну зв'язану в'язкопластичну масу з тіста, а потім надати їй певну форму. Представляється актуальною розробка конструкцій макаронних пресів, в яких опір руху тіста в матрицях, що пресують, було б зведено до мінімуму за рахунок змащувального прошарку, що дозволяє підвищити ефективність їх роботи, а також продуктивність.

Постановка задачі. Розглянемо процес екструзії матеріалу з тіста в циліндричному каналі при наявності пристінного змащувального прошарку [1]. В рамках запропонованої постановки задачі можуть бути реалізовані два характерних режими течії.

Перший режим має місце в тому випадку, коли середня швидкість матеріалу з тіста перевищує середню швидкість рідини в змащувальному прошарку. У такій ситуації центральне ядро матеріалу з тіста немов би «захоплює» за собою мастильний шар. Очікуваний профіль швидкостей в поперечному перерізі каналу представлено на рис.1(а).

Другий режим течії в рамках розглянутої математичної моделі має місце тоді, коли середня швидкість рідини в змащувальному прошарку перевищує середню швидкість екструзії матеріалу з тіста. У цьому випадку на їх спільному кордоні змащувальна рідина повинна «захоплювати» за собою матеріал з тіста. При цьому очікуваний профіль швидкостей в поперечному перерізі отвору повинен мати вигляд, наведений на рис.1(б).



R – внутрішній радіус отвору; $U_{ж}$, $U_{с}$ – відповідно швидкості потоків рідини, що змащує, та матеріалу з тіста вздовж осі z ;
 h – товщина змащувального прошарку

Рисунок 1 – Очікувані профілі швидкостей в поперечному розрізі каналу

Результати роботи. Аналізуючи очікувані профілі швидкостей в поперечному перерізі матриці (рис.1), неважко отримати наступні умови, що накладаються на параметри системи, при виконанні яких один режим течії, напевно, переходить в інший:

$$\left. \frac{\partial U_{жс}}{\partial r} \right|_{r=R-h} = 0; \quad U_{жс}|_{r=R-h} = \frac{M_c}{\rho_c \pi (R-h)^2}, \quad (1)$$

де M_c – масова витрата матеріалу з тіста, м/с;

ρ_c – щільність матеріалу з тіста, кг/м³.

Розглянемо другий режим, що відповідає умові рис.1(б):

$$\left. \frac{\partial U_{жс}}{\partial r} \right|_{r=R-h} > 0; \quad U_{жс}|_{r=R-h} > \frac{M_c}{\rho_c \pi (R-h)^2}. \quad (2)$$

Безпосереднє вирішення такого завдання в рамках вихідної постановки важке. Тому зробимо наступне припущення, що спрощує задачу. Будемо припускати, що для такого режиму течії швидкість матеріалу з тіста для кожного перерізу каналу постійна і не залежить від радіальної координати (рис.2). Така модель течії допустима, напевно, якщо припустити, що потік рідини, що змащує, слабо «захоплює» за собою центральне ядро тіста. Розподіл швидкості в змащувальному шарі описується в [1]. Однак визначення константи інтегрування необхідно проводити з урахуванням граничної умови: при $r = R - h$, $U_{жс} = V_c$, де V_c – швидкість екструзії тіста для даного перетину каналу, r – радіус елементарного прошарку рідини.

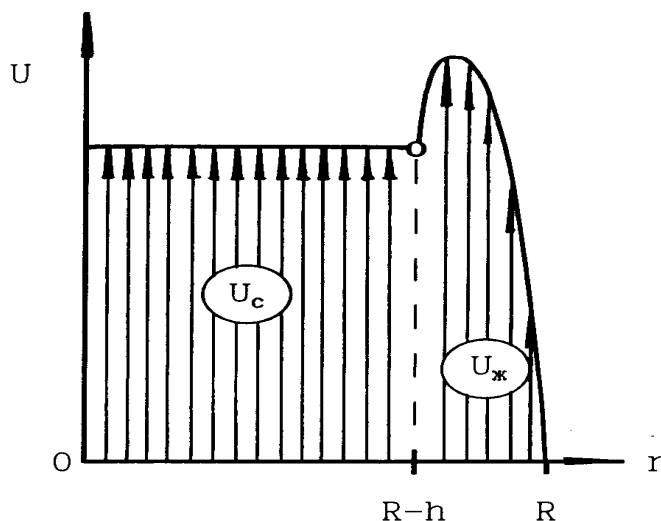


Рисунок 2 – Передбачуваний профіль швидкості матеріалу з тіста і рідини, що змащує в поперечному перерізі каналу

Таким чином отримуємо наступне співвідношення

$$C_1 = \frac{V_c}{h} + \frac{1}{2\mu_{жс} \cdot h} \cdot \frac{P_{жс}}{Z} \left((R-h)^2 - R^2 \right),$$

що призводить до наступного виразу, який описує розподіл швидкості рідини в поперечному перерізі шару, що змащує:

$$U_{жс} = \frac{1}{2\mu_{жс}} \cdot \frac{P_{жс}}{Z} \left((r^2 - R^2) + \frac{1}{h} (r-h) \left((R-h)^2 - R^2 \right) \right) - \frac{V_c}{h} (r-R), \quad (3)$$

де $P_{жс}$ – тиск в змащувальній рідині, Па;

$\mu_{жс}$ – в'язкість змащувальної рідини, м²/с.

Залучаючи тепер умови балансу витрат рідини, що змащує, і матеріалу з тіста, приходимо після деяких перетворень до наступної системи рівнянь:

$$\left\{ \begin{array}{l} M_c = \rho_c \cdot \pi (R-h)^2 V_c; \\ \frac{Q_{ж}}{2\pi} = \frac{1}{2\mu_{ж}} \cdot \frac{P_{ж}}{Z} \left\{ \frac{(R^2 - (R-h)^2)^2}{4} - \frac{h^2 (2h-3R)(2R-h)}{6} \right\} - V_c h (2h-3R)/6, \end{array} \right. \quad (4)$$

або з урахуванням [1] та беручи до уваги, що $P = P_c = P_{ж}$:

$$\left\{ \begin{array}{l} M_c = \pi \cdot V_c (R-h)^2 \rho_{co} \cdot \left(\frac{P}{P_{co}} \right)^k; \\ Q_{ж} = -\frac{\pi}{12\mu_{ж}} \cdot \frac{\partial P}{\partial Z} h^3 (2R-h) + \frac{\pi}{3} V_c \cdot h (3R-2h), \end{array} \right. \quad (5)$$

де $Q_{ж}$ – об’ємна витрата змащувальної рідини, м³/с;

ρ_{co} , P_{co} – характерне значення щільності тіста і тиску, при якому композиція з тіста має дану щільність, кг/м³ та Па відповідно;

k – показник ступеня стисливості композиції з тіста.

Для забезпечення безконтактного пресування макаронних виробів необхідні розробка і виготовлення принципово нових матриць, які забезпечували б наявність повітряного прошарку між масою з тіста і стінками матриць.

Для досягнення поставленої задачі вкладиші матриць повинні бути виготовлені з пористого матеріалу, проникного для повітря, що має досить однорідну і міцну структуру, що дозволяє виготовити з нього різні за формою вкладиші, які б задовольняли існуючим стандартам на розміри і форму макаронних виробів та допускали використання типового виробничого обладнання потокових ліній. Матеріал, з якого виготовляються вкладиші, повинен також відповідати вимогам харчового виробництва, бути досить технологічним у обробці і мати порівняно невисоку собівартість.

Таким вимогам відповідають вироби, які виробляються порошковою металургією – областю техніки, в якій займаються виготовленням виробів зі спресованих або сформованих металевих порошків шляхом спікання без розплавлення (або з частковим розплавленням найменш тугоплавкої складової суміші різнорідних порошків).

Для виготовлення пористих вкладишів доцільно застосовувати порошки, виготовлені зі спеціальних сортів бронзи, нержавіючої сталі, титану. З урахуванням вищевикладеного розроблені і виготовлені різні конструкції прес-форм для виготовлення експериментальної партії пористих металокерамічних вкладишів. В якості наповнювача узятий парафін. Для кращого відділення готових вкладишів від прес-форми її стінки змащуються графітом. Прес-форма виготовлена з нержавіючої сталі марки Х12М з наступним загартуванням до твердості 50-60 HRC.

Пористі вкладиші з металокераміки використані для виготовлення матриць для пресування макаронних виробів в тонкому пристінному шарі стисненого повітря. Матриця з пористими вкладишами не відрізняється своєю формою і геометричними розмірами і може бути використана на типовому обладнанні, що застосовується для пресування макаронних виробів.

Висновки. В результаті досліджень при режимі течії, коли середня швидкість рідини в змащувальному прошарку перевищує середню швидкість екструзії матеріалу з тіста, отримано рівняння розподілу швидкостей рідини в поперечному перерізі шару, що змащує, та систему рівнянь масової витрати матеріалу з тіста та об’ємної витрати

рідини, що змащує. Запропонована методика дозволяє значно спростити розрахунки параметрів безконтактного пресування.

ЛІТЕРАТУРА

1. Брылёв Е.А. Течение тестовой композиции в профилирующем канале с гидродинамической смазкой/ Брылёв Е.А., Яцук А.Л. // Сб. научных трудов КГМТУ: Механизация производственных процессов рыбного хозяйства, промышленных и аграрных предприятий. – Керчь: КГМТУ. – 2010. – Выпуск 11. – С.21-24.

Надійшла до редколегії 02.09.2015.

УДК 539.3

ТЕЛИПКО Л.П., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СОСТАВНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ТЕЛ ПРИ ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

Введение. Большое число узлов различных машин и механизмов в расчетной схеме может быть приведено к составному цилиндру (сплошному, полому или слоистополому в цилиндрической однородной обойме), который находится в условиях осевой симметрии. Для оценки длительности работоспособности таких узлов необходимо знать характер распределения напряжений и деформаций по их объему.

В большинстве случаев приводы машин являются источниками периодического возмущения, которое передается и на узлы машин.

Исследование напряженно-деформированного состояния узла при квазистатическом нагружении было рассмотрено в [1]. В настоящей работе рассматривается аналогичная задача, но при гармоничном нагружении.

Постановка задачи. Рассмотрим задачу о напряженно-деформированном состоянии слоистого цилиндра, находящегося в обойме, при нагружении по торцам равномерно распределенной нагрузкой интенсивностью $q(t) = q \cos \omega t$. Полная высота цилиндра и обоймы H , наружный радиус слоистого цилиндра R_1 , наружный радиус обоймы R_2 .

В цилиндрической системе координат r, φ, x перемещения слоистого цилиндра и обоймы, находящихся в условиях осевой симметрии, имеют вертикальную $u(x, r, t)$ и радиальную $w(x, r, t)$ составляющие (тангенциальная составляющая $v = 0$).

Динамическое равновесие i -го слоя цилиндра и части обоймы, высотой равной высоте i -го цилиндра, находящихся в условиях осевой симметрии, описывается уравнениями Ляме, решение которых, как и в работе [1], проводим дискретным методом Л.П.Винокурова [2], дающим решение по радиальной переменной r в конечно-разностной форме.

Результаты работы. Объем составного цилиндра и обоймы аппроксимируем призмами путем деления его продольными сечениями, проходящими через вертикальную ось x и составляющими между собой углы ϑ , и концентрическими окружностями. Перемещения ребер призм принимаем в качестве независимых неизвестных. В случае осевой симметрии в дифференциальных уравнениях дискретного метода будут со-

держаться перемещения на вертикальных линиях-ребрах (линиях, образующихся в результате пересечения продольного сечения с концентрическими окружностями), расположенных в одной диаметральной плоскости.

Для ребра j i -го слоя при неравномерном шаге деления радиальной координаты дифференциальные уравнения дискретного метода для перемещений и напряжений запишутся в виде:

$$\left. \begin{aligned} & \alpha_j^2 \vartheta^2 \frac{\partial^2 w_j}{\partial x^2} + 2\alpha_\mu \alpha_j \left\{ \frac{2\alpha_j \gamma + 1}{1 + \gamma} w_{j+1} + \frac{2\alpha_j \gamma^2 - 1}{1 + \gamma} w_{j-1} - \right. \\ & \left. \left[\left(2\alpha_j \gamma + \frac{1}{\alpha_j} \right) + (\gamma - 1) \right] w_j \right\} + \frac{2\alpha_j \beta_\mu r_j}{1 + \gamma} \frac{\partial}{\partial x} [(\gamma^2 - 1)u_j + \\ & \quad + u_{j+1} - \gamma^2 u_{j-1}] - \frac{2p\alpha_j^2 \vartheta^2}{E(i)} \rho_i \frac{\partial^2 w_j}{\partial t^2} = 0; \\ & 2\alpha_\mu \vartheta^2 \frac{\partial^2 u_j}{\partial x^2} + \frac{1}{1 + \gamma} \left\{ \left[-2\gamma(\gamma + 1) + \frac{\gamma^2 - 1}{\alpha_j} \right] u_j + \left(2\gamma + \frac{1}{\alpha_j} \right) u_{j+1} + \right. \\ & \quad \left. + \gamma^2 \left(2 - \frac{1}{\alpha_j} \right) u_{j-1} \right\} + 2r_j \beta_\mu \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{\alpha_j(\gamma - 1) + 1}{\alpha_j^2} w_j + \right. \\ & \quad \left. + \frac{1}{\alpha_j(1 + \gamma)} (w_{j+1} - \gamma^2 w_{j-1}) \right] - \frac{2p\vartheta^2}{E(i)} \rho_i \frac{\partial^2 u_j}{\partial t^2} = 0. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xj} &= \frac{E(i)}{1 + \mu(i)} \left\{ \frac{\rho_\mu [\alpha_j(\gamma - 1) + 1]}{r_j} w_j + \frac{\alpha_j \rho_\mu}{r_j(1 + \gamma)} (w_{j+1} - \gamma^2 w_{j-1}) + \alpha_\mu \frac{\partial u_j}{\partial x} \right\}; \\ \sigma_{rj} &= \frac{E(i)}{1 + \mu(i)} \left\{ \frac{\alpha_\mu \alpha_j(\gamma - 1) + \rho_\mu}{r_j} w_j + \frac{\alpha_j \alpha_\mu}{r_j(1 + \gamma)} (w_{j+1} - \gamma^2 w_{j-1}) + \rho_\mu \frac{\partial u_j}{\partial x} \right\}; \\ \sigma_{\theta j} &= \frac{E(i)}{1 + \mu(i)} \left\{ \frac{\rho_\mu \alpha_j(\gamma + 1) + \alpha_\mu}{r_j} w_j + \frac{\alpha_j \rho_\mu}{r_j(1 + \gamma)} (w_{j+1} - \gamma^2 w_{j-1}) + \rho_\mu \frac{\partial u_j}{\partial x} \right\}; \\ \tau_{rxj} &= \frac{E(i)}{1 + \mu(i)} \left\{ \frac{\alpha_j}{r_j(1 + \gamma)} [(\gamma^2 - 1)u_j + u_{j+1} - \gamma^2 u_{j-1}] + \frac{\partial w_j}{\partial x} \right\}; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где $\alpha_\mu = \frac{1 - \mu(i)}{1 - 2\mu(i)}$; $\beta_\mu = \frac{1}{2[1 - 2\mu(i)]}$; $\rho_\mu = \frac{\mu(i)}{1 - 2\mu(i)}$; $\alpha_j = \frac{r_j}{r_{j+1} - r_j}$;

$$\gamma = \frac{r_{j+1} - r_j}{r_j - r_{j-1}}; \quad \vartheta = r_{j+1} - r_j; \quad p = 1 + \mu(i);$$

$E(i)$, Па; $\mu(i)$; $\rho(i)$, Н/м³ – соответственно модуль упругости, коэффициент Пуассона и массовая плотность материала i -го слоя цилиндра или обоймы.

При равномерном шаге деления радиальной координаты (1) и (2) запишутся в виде

$$\left. \begin{aligned} & \alpha_j^2 \varepsilon^2 \frac{\partial w_j}{\partial x^2} + 2\alpha_\mu \alpha_i \left[w_{j+1} \left(\alpha_j + \frac{1}{2} \right) + w_{j-1} \left(\alpha_j - \frac{1}{2} \right) - w_j \left(2\alpha_j + \frac{1}{2} \right) \right] + \\ & + r_j \alpha_j \beta_\mu \frac{\partial}{\partial x} (u_{j+1} - u_{j-1}) - \frac{2\rho \alpha_j^2 \varepsilon^2}{E_{(i)}} \rho_i \frac{\partial^2 w_j}{\partial t^2} = 0; \\ & \alpha_\mu \frac{\partial^2 u_j}{\partial x^2} + \frac{1}{2} \left[u_{j+1} \left(2 + \frac{1}{\alpha_j} \right) + u_{j-1} \left(2 - \frac{1}{\alpha_j} \right) - 4u_j \right] + \\ & + 2r_j \beta_\mu \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{w_j}{\alpha_j^2} + \frac{1}{2\alpha_j} (w_{j+1} - w_{j-1}) \right] - \frac{2\rho \varepsilon^2}{E} \rho_i \frac{\partial^2 u_j}{\partial t^2}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x_j} &= \frac{E}{2\rho} \left\{ \frac{\rho_\mu}{r_j} \left[2w_j + \alpha_j (w_{j+1} - w_{j-1}) \right] + 2\alpha_\mu \frac{\partial u_j}{\partial x} \right\}; \\ \sigma_{r_j} &= \frac{E}{2\rho} \left[\frac{\rho_\mu}{r_j} w_j + \frac{\alpha_\mu \alpha_i}{r_j} (w_{j+1} - w_{j-1}) + 2\rho_\mu \frac{\partial u_j}{\partial x} \right]; \\ \sigma_{\theta_j} &= \frac{E}{2\rho} \left[\frac{\rho_\mu}{r_j} w_j + \frac{\rho_\mu \alpha_j}{r_j} (w_{j+1} - w_{j-1}) + 2\rho_\mu \frac{\partial u_j}{\partial x} \right]; \\ \tau_{rx_j} &= \frac{E}{2\rho} \left[\frac{\alpha_j}{2r_j} (u_{j+1} - u_{j-1}) + 2\rho_\mu \frac{\partial w_j}{\partial x} \right]. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Для центрального ребра 0 уравнения для перемещений и напряжений имеют вид

$$\alpha_\mu \varepsilon^2 \frac{\partial^2 u_0}{\partial x^2} + 2(u_1 - u_0) + 2\beta_\mu \varepsilon \frac{\partial w_1}{\partial x} - \frac{\varepsilon^2 \rho}{E} \rho \frac{\partial u_0}{\partial t^2} = 0; \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x_0} &= \frac{E}{\rho} \left(\frac{2\rho_\mu}{r_1} w_1 + \alpha_\mu \frac{\partial u_0}{\partial x} \right); \\ \sigma_{r_0} = \sigma_{\theta_0} &= \frac{E}{\rho} \left[\frac{\alpha_\mu}{r_1} w_1 + \rho_\mu \left(\frac{w_1}{r_1} + \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right]; \\ \tau_{rx_0} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Записывая уравнения (1) для ребер-линий, лежащих в одной диаметральной плоскости, и присоединяя уравнение (5), получаем для каждого слоя свою систему

дифференциальных уравнений в частных производных, описывающих вынужденные колебания i -го слоя слоистого цилиндра и обоймы. В некоторые из этих уравнений системы входят перемещения «фиктивных» ребер-линий, которые определяются из условий отсутствия радиальных σ_r и касательных τ_{rx} напряжений на наружной поверхности обоймы, а также из условий равенства σ_r и τ_{rx} на границе контакта слоистого цилиндра и обоймы.

Для установившегося режима работы машин на основании метода разделения переменных по Фурье можем принять

$$\left. \begin{aligned} u_j(\xi, t) &= u_j(\xi) \cdot \cos \omega t, \\ w_j(\xi, t) &= w_j(\xi) \cdot \cos \omega t. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

После разделения переменных деформирование i -го слоя узла описывается системой дифференциальных уравнений в обыкновенных производных

$$\frac{dY(i)}{d\xi} = A_{(i)} Y(i), \quad (8)$$

где $Y_{(i)} = \left\{ u_j(i), w_j(i), \frac{du_j(i)}{d\xi}, \frac{dw_j(i)}{d\xi} \right\}$ – вектор форм колебаний узла в пределах

i -го слоя; $A_{(i)} = \begin{vmatrix} 0 & E \\ A_1 & A_2 \end{vmatrix}$, $0, \bar{E}$ – соответственно нулевая и единичная матрицы;

A_1 – матрица, содержащая коэффициенты $\alpha_\mu(i)$, $\beta_\mu(i)$, $\rho_\mu(i)$ и частотный параметр

$$k_{(i)}^2 = \frac{\rho_{(i)} \omega^2 e^2}{E_{(i)}}, \quad A_2 \text{ – матрица, содержащая коэффициенты } \alpha_\mu(i), \beta_\mu(i).$$

Решение системы уравнений (8) будем отыскивать в виде

$$Y_{(i)}^{(n)} = \left(e^{A_{(i)} \Delta \xi_{(i)}} \right)^n \cdot Y_0(i). \quad (9)$$

где $Y_{(i)}^{(n)}$ – столбцовая матрица искомым перемещений u, w и их производных;

$Y_{0(i)} = \{ D_{m(i)} \}$ – столбцовая матрица постоянных интегрирования, число которых равно

удвоенному числу ребер-линий: $\Delta \xi_{(i)} = \frac{h_{(i)}}{r \eta}$ – шаг интегрирования; $h_{(i)}$ – толщина

i -го слоя; $(n = 1, 2, \dots, \eta)$ – число точек на отрезке интегрирования;

$$e^{A_{(i)} \Delta \xi_{(i)}} = \bar{E} + A_{(i)} \Delta \xi_{(i)} + \frac{(A_{(i)} \Delta \xi_{(i)})^2}{2!} + \frac{(A_{(i)} \Delta \xi_{(i)})^3}{3!} + \dots,$$

где \bar{E} – единичная матрица.

$$\text{При } \xi(i) = 0 \quad Y_{(i)}^n(0) = \bar{E} \cdot Y_0(i).$$

Таким образом, для каждого слоя составного цилиндра решается своя система дифференциальных уравнений.

Постоянные интегрирования, общее число которых $i \cdot D_{m(i)}$ (i – число слоев составного цилиндра), определяются из условий на торцах составного цилиндра

$$\tau_{rx} = 0, \quad \sigma_x = \begin{cases} -q & \text{при } 0 \leq r \leq R_1 \\ 0 & \text{при } R_1 \leq r \leq R_2 \end{cases} \quad (10)$$

и условий равенства вертикальных и радиальных перемещений слоистого цилиндра на границе контакта слоев

$$u_{(i)} = u_{(i+1)}, \quad w_{(i)} = w_{(i+1)}. \quad (11)$$

Удовлетворяя граничным условиям (10) и (11), получим систему алгебраических уравнений

$$M \cdot Y_0 = F, \quad (12)$$

где F – вектор правых частей, Y_0 – столбцевая квазиматрица постоянных интегрирования, M – квазиматрица коэффициентов.

Так как квазиматрица M имеет ленточную структуру, то система (12) хорошо обусловлена. После решения системы (12) составляющие перемещений $u(i)$, $w(i)$ и их производные отыскиваются при помощи зависимости

$$Y_{(i)}^{(n)}(t) = \left[\frac{q}{E} \left(e^{A_{(i)} \Delta \xi_{(i)}} \right)^n \cdot Y_0(i) \right] \cdot \cos \omega t.$$

Подстановкой значений $Y_{(i)}^{(n)}$ в (2) определяются напряжения в каждом слое составного цилиндра и обойме.

Выводы. Изложенный алгоритм определения напряженно-деформированного состояния составного цилиндра, находящегося в осесимметричных условиях, при динамическом нагружении легко реализуется на компьютере. При этом возможна различная комбинация условий как на цилиндрических поверхностях составного цилиндра, так и на его торцах. Это расширяет конструктивный ряд узлов машин и механизмов, напряженно-деформированное состояние которых можно определять при помощи изложенного алгоритма.

ЛИТЕРАТУРА

1. Телипко Л.П. Исследование напряженно-деформированного состояния узлов механизмов при диагностировании их технического состояния / Л.П.Телипко, В.М.Манько. – Механизация производственных процессов рыбного хозяйства, промышленных и аграрных предприятий. Механика твердого тела: сборник научных трудов Керченского государственного морского технологического университета и Днепродзержинского государственного технического университета. – Керчь-Днепродзержинск: ДГТУ. – 2010. – Выпуск 11. – С.159.
2. Винокуров Л.П. Прямые методы решения пространственных и контактных задач для массивов и фундаментов / Л.П. Винокуров– Харьков: Изд-во ХГУ, 1956. – 280с.

Поступила в редколлегию 03.09.2015.