

де:  $l$  – довжина вірця, м;  $f$  – частота резонансу, Гц;  $\rho$  – щільність деревини, кг/м<sup>3</sup>.

Як показали результати досліджень (табл.), проведених з метою покращення акустичних характеристик, основним показником якості деревини є щільність сухої деревини та акустична константа до і після екстрагування.

Вологість сухої деревини явора при кімнатній температурі становила  $W_{abc} = 10,86\%$ , а після екстрагування тієї ж деревини, доведеної до кімнатно-сухого стану, зменшилась до  $W_{abc} = 8,1\%$ . Таким чином, деревина явора втратила 2,76 % водорозчинних екстрактивних компонентів. Пористість та акустична константа екстрагованої деревини явора зростає в середньому на 2-3 %.

### Література

1. Вінтонів І.С., Мєргель С.С., Селедєв В.П.. Фізико-механічні властивості деревини вілки чорної...// Проблеми та перспективи розвитку лісівничої освіти, науки та виробництва// Тези міжнародної науково-практичної конференції. – Львів, 1999. – С. 21-22.

2. Кєнс І.Р., Мєргель С.С., Алєщенко О.Г. Експериментальне визначення фізико-акустичних параметрів деревини// Науковий вісник: Збірник науково-технічних праць. – Львів: УкрД-ЛІТУ. – 2001, вип. 11.1. – С. 129-133.

УДК 631.302

Доц. І.А. Вікович, к.т.н. – ДУ "Львівська політехніка"

### РОЗПОДІЛ НАПРУЖЕНЬ В ОСНОВНИХ КОНСТРУКТИВНИХ ЕЛЕМЕНТАХ ПРИЧІПНОГО ШТАНГОВОГО ОБПРИСКУВАЧА ПРИ ВИКОНАННІ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ОБПРИСКУВАННЯ

Розглянуто розподіл напружень у рамі причіпного штангового обприскувача при русі тракторного агрегату і його коливанні у поздовжньо-вертикальній площині.

Doc. I.A. Vykovich – NU "Lvivska polytechnika"

### Distribution of stress in basic constructive elements of coupled sprayer during the technological process of sparing

Distribution of stress in a frame of coupled bari's sprayer is shown here during the motion of an aggregate of a tractor and its vibrations in longitudinal vertical position.

Оптимальне проектування мобільних штангових обприскувачів пов'язано із досягненням рівномірності окремих вузлів конструкції, зокрема, рами, навісної штанги і її підвіски, ємності з рідиною та із зменшенням інтенсивності коливань навісної штанги при експлуатації, що зумовлює довговічність, надійність агрегату та якість обприскування. Для визначення розподілу напружень у рамі причіпного штангового обприскувача при виконанні технологічного процесу обприскування доцільно у першому наближенні розглянути одну із найпростіших розрахункових схем для причепа з навісною штангою на пружно-в'язкій підвісці (рис. 1).

На розрахунковій схемі (рис. 1) відповідно позначено:  $m_s$  і  $m_r$  – маси штанги і рами,  $c_s$  і  $c_r$ , та  $k_s$  і  $k_r$  – коефіцієнти жорсткості, та демпорування,  $l_r$  – довжина рами причіпного обприскувача.

Вважаємо, що точка А з'єднання причепа обприскувача із трактором є нерухомою, а на раму обприскувача зі штангою діє кінематичне збурення  $q_0(t)$  від агрофону ґрунту.

Розглянемо спочатку плоско-паралельні коливання у поздовжньо-вертикальній площині. Обмежимося для причепа і штанги однією модою коливань, причому для причепа розглянемо спочатку його зміщення як жорсткого цілого відносно осі  $x$ . Для штанги з підвіскою візьмемо також тільки одну моду коливань, але таку, що враховує як пружність підвіски, так і пружність самої штанги. Поправки, які вносить пружність рами у модель вважаємо спочатку незначними, але потім пружність рами враховуємо через баланс зусиль у точці з'єднання рами зі штангою точка (В).

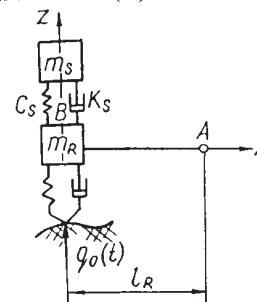


Рис. 1. Схема для причепа з навісною штангою на пружно-в'язкій підвісці

Візьмемо такі кінематичні гіпотези для зміщень рами та штанги

$$\begin{aligned} W_r &= q_r(t) + q_0(t), \\ W_s &= q_s(t)z_s + q_r(t) + q_0(t). \end{aligned} \quad (1)$$

де:  $z_s = (1 + Z_v)$ ,  $z_v = \frac{z(x)}{\Delta}$ ,  $\Delta$  – вертикальне зміщення центра штанги відносно рами;  $z(x)$  – апроксимація першої згинної моди коливань штанги як одновимірної розподіленої системи ( $z(0)=0$ ).

Підставляючи ці вирази у варіаційний принцип Гамільтона, отримаємо таке рівняння

$$\begin{aligned} m_r(\ddot{q}_r + \ddot{q}_0)\delta q_r + k_r F_n(q_r)\delta q_r + 2 \int_0^l p(x)(\dot{q}_s z_s(x) + \ddot{q}_r + \ddot{q}_0)(\delta q_s z_s(x) + \delta q_r) + \\ + 2 \left[ \int_0^l \frac{1}{2} EL \left( \frac{\partial^2 z_s}{\partial x^2} \right)^2 \partial x + k_s \right] q_s \delta q_s = 0, \end{aligned} \quad (2)$$

де:  $EL$  – ефективна згина жорсткості штанги;  $F_n$  – деяка нелінійна функція, що апроксимує нелінійні властивості підвіски. Тертя враховано через деяке в'язке депфування  $c_v$  пропорційне жорсткості. Система двох рівнянь другого порядку розв'язувалася методом Гіра. Нелінійна функція жорсткості коліс апроксимувалася кубічною функцією.

$$F(z) = k(z + az^3). \quad (3)$$

Звівши члени при незалежних варіаціях  $\delta q_r, \delta q_s$ , отримаємо

$$\begin{aligned} m_r \ddot{q}_r + m_s \ddot{q}_s + k_r q_r &= -m_r \ddot{q}_0 \\ m_s \ddot{q}_r + m_s \ddot{q}_s + k'_s q_s &= 0. \end{aligned} \quad (4)$$

Тут введені такі позначення:

$$m_s = m_{st} + 4 \int_0^l p(x) z_v(x) dx + 2 \int_0^l p(x) z_v^2(x) dx,$$

$$m_{ks} = m_{st} + 2 \int_0^l p(x) z_v(x) dx, \quad (5)$$

$$k'_s = 2 \int_0^l \frac{1}{2} EI \left( \frac{\partial^2 z_s}{\partial x^2} \right)^2 dx + k_s,$$

де:  $m_{st}$  – маса штанги;  $p(x)$  – ефективна розподілена маса штанги;  $m_r$  – приведена до осі коліс маса причепа.

Із системи рівняння (4) маємо

$$\ddot{q}_r = -\frac{m_s k_r}{m_v} F_n(q_r) + \frac{m_{ks} K_s}{m_v} q_s - C_v \frac{m_s k_r}{m_v} F_v(\dot{q}_r) + C_v \frac{m_{ks} K_s}{m_v} \dot{q}_s - \ddot{q}_0,$$

$$\ddot{q}_s = -\frac{m_{ks} k_r}{m_v} F_n(q_r) + \frac{m_r K_s}{m_v} q_s - C_v \frac{m_{ks} k_r}{m_v} F_v(\dot{q}_r) + c_v \frac{m_r K_s}{m_v} \dot{q}_s, \quad (6)$$

Розв'язавши цю задачу (задавши деякі початкові умови, наприклад однорідні), отримуємо два розв'язки  $q_r(t)$  та  $q_s(t)$ . Відтак постає задача визначення напружень у штанзі та у рамі. Для штанги, задача дещо простіша, адже ми отримали не лише переміщення центру штанги але й криву прогину, за допомогою якої можна апроксимувати напруження. Звичайно, ця задача може бути розв'язаною з різною точністю, адже штанга – це складна фермова конструкція з додатковими податливостями між секціями. Проте у першому наближенні можна вважати штангу стержнем і тоді максимальні напруження будуть

$$\sigma_{max} = M_{max} / W = EI \frac{\partial^2 z_v}{\partial x^2} / W. \quad (7)$$

де  $W$  – момент опору січення. Для рами у нас наразі немає ще форми прогину, але раму у першому наближенні можна розглядати як деякий шарнірно заправлений стержень. Форма прогину такого стержня при коливаннях за першою моделлю є косинусоїда [1] і згинний момент якого, зокрема, буде

$$M = EI \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} = -EI q_1(t) \frac{\pi^2}{(2l)^2} \cos\left(\frac{\pi x}{2l}\right). \quad (8)$$

Максимальне значення моменту буде посередині

$$M_{max} = EI \frac{\pi^2}{(2l)^2} \bar{q}_1, \quad (9)$$

де  $\bar{q}_1$  – амплітуда першої форми коливань. Залишається знайти цю амплітуду прогину рами. Її можна визначити, як і для штанги, з балансу згинних зміщень та деформації підвісок, але можливий і такий варіант: маючи деформації у пружинних елементах  $q_r, q_s$  знаходимо зусилля  $Q_r = c_r q_r$  та  $Q_s = c_s q_s$  та їх різницю  $Q = Q_r - Q_s$ , що відповідає перерізуючій силі у стержні, яка апроксимує раму. Знаючи форму прогину, знаходимо максимальний момент у поперечному перерізі рами

$$M_{max} = Q l_r \frac{\pi}{4} \quad (10)$$

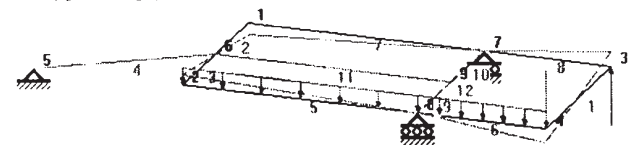
Це значення менше за значення  $Q l_r / 2$ , що відповідає згину затиснутої у центрі рами силою  $Q$ . Отже, силу треба зменшити у  $\pi/2$  рази. Половинка рами затиснута посередині і буде навантажена на краю зусиллям

$$Q_r = \frac{2Q}{\pi}. \quad (11)$$

Звичайно конструкція рами набагато складніша, ніж балка постійного перерізу. Переважно несучою конструкцією є корпус у вигляді плоскої або просторової рамної конструкції. Проте і у цьому випадку можна застосувати цей же алгоритм. Для цього досить ввести деякі узагальнені величини: узагальнену згинну жорсткість  $(EI)_r$  та врахувати відповідний внесок пружної деформації рами у рівняння динамічної рівноваги. Ці методи тут не розглядаються. Відзначимо, що тут можливе застосування числових програмних засобів типу "Ліра", "Парсек", "Analysis" та ін. Можна тут застосувати аналітичні методи або способи фізичної конденсації на основі кінематичних гіпотез [2]. У даній роботі обмежимося тільки простою "балочною" моделлю рами. Тут не врахована можливість одночасного найзуд кожним окремим колесом на нерівність. Проте у рамках лінійної моделі (8) або нелінійної (3) з достатньо малими нелінійностями (5) для домінуючого лінійного в'язкого тертя  $k_s$  можна очевидним чином розглянути окремо плоско-паралельний згин рами (нашу модель) і кручення рами антисиметричним навантаженням на даній підвісці. Загальний випадок є просто їх комбінація

$$(F, q) = a_z (F_z, q_z) + a_k (F_k, q_k). \quad (12)$$

Для кручення рами (антисиметричний випадок навантаження на дану вісь) можна отримати аналогічну (3) систему рівнянь, де будуть фігурувати вже не маси, а деякі приведені до підвісок моменти інерції, не лінійні, а крутні жорсткості підвісок і не енергія згину рами, а енергія її кручення. На рис. 2 наведено типовий симетричний випадок навантаження рами причіпного обприскувача і показано розподіл напружень у рамі.



| Member Stress |           |        |        |        |        |        |        |        |
|---------------|-----------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Stress [N/mm] |           |        |        |        |        |        |        |        |
| Member No.    | Joint No. | SAx    | SDy    | SDz    | STx    | Sby    | Sbz    | SRes   |
| 3             | 2         | 0.120  | 1.172  | -0.386 | -21.31 | -10.90 | -0.527 | 38.451 |
| 4             | 5         | 0.085  | 0.426  | -0.285 | 0.000  | -0.000 | -0.000 | 0.892  |
| 4             | 6         | -0.085 | -0.426 | 0.285  | -0.000 | 0.000  | 0.000  | 16.608 |
| 5             | 2         | -0.386 | -1.172 | -0.120 | -36.69 | 10.905 | 0.306  | 64.455 |
| 5             | 8         | 0.386  | 3.098  | 0.120  | 36.691 | 13.954 | -91.24 | 106.18 |
| 6             | 8         | -0.026 | 8.362  | 0.000  | -93.89 | 2.052  | 178.34 | 241.03 |
| 6             | 4         | 0.026  | -7.325 | -0.000 | 93.894 | -2.052 | 1.566  | 111.1  |
| 7             | 1         | 0.386  | 1.855  | -0.120 | -37.52 | 10.905 | -0.380 | 65.977 |
| 7             | 7         | -0.386 | -1.855 | 0.120  | 37.520 | 13.954 | 79.390 | 98.282 |
| 8             | 7         | 0.026  | -7.325 | 0.000  | -93.89 | 2.052  | -166.4 | 232.34 |
| 8             | 3         | -0.026 | 7.325  | -0.000 | 93.894 | -2.052 | 1.566  | 163.13 |

Рис. 2. Навантаження рами причіпного обприскувача

Результати отримані на основі розв'язування рівнянь (4), (7-11) і пакету прикладних програм ANALYSIS. Отримані результати досліджень дають змогу більш раціонально підібрати геометричні та жорсткісні параметри рамної конструкції причіпних штангових обприскувачів при проектуванні.

### Література

1. Тимошенко С.П., Гудер Дж. Теория упругости. – М.: Наука. 1979. – 560 с.
2. Гапчук П., Вікович І., Дівегов Б. Застосування дискретно-континуальних дискретних схем для визначення вібронапружень у механічних конструкціях// Труды Одесского политехнического университета. – 1999, вып. 2(8). – С. 34-41.

УДК 669.715: 536.485 А.Т. Пічухін<sup>1</sup> к.т.н., З.О. Сірик<sup>2</sup> к.т.н., О.Г. Лук'яненко<sup>1</sup> к.т.н., І.П. Лаушник<sup>2</sup>, к.ф.-м.н.

## ВПЛИВ НИЗЬКИХ ТЕМПЕРАТУР НА МІЦНІСНІ ВЛАСТИВОСТІ ТА ВТОМНУ ДОВГОВІЧНІСТЬ АЛЮМІНІЄВО-ЛІТІЄВИХ СПЛАВІВ

Досліджено вплив низьких температур (293 К, 143 К, 77 К) на міцнісні якості та втомну довговічність сплавів 1201 (Al – 6,2Cu – 0,3Mn), 1440 (Al – 1,6Cu – 0,9Mg – 2,3Li), 1451 (Al – 2,9Cu – 1,4Li), 1460 (Al – 3,0Cu – 2,2Li) після термообробки (загартування та старіння). Встановлено, що для усіх алюмінієво-літєвих сплавів характерно зростання міцності і відносного видовження зі зниженням температури дослідження при одночасному зростанні втомної довговічності сплавів. Згідно до отриманих результатів найбільш оптимальним комплексом механічних властивостей у діапазоні температур 143...77 К є сплав 1460, що дозволяє рекомендувати його для виготовлення виробів, котрі працюють при криогенних температурах.

A. T. Pichuhin, Z. O. Siryk, A. G. Luk'yanenko, I. P. Lausznyk

## Influence of low temperatures on aluminum-lithium alloys' strength properties and fatigue life

The influence of low temperatures (293 K, 143 K, 77 K) on strength properties and low-cycle fatigue of alloys 1201 (Al – 6,2Cu – 0,3Mn), 1440 (Al – 1,6Cu – 0,9Mg – 2,3Li), 1451 (Al – 2,9Cu – 1,4Li), 1460 (Al – 3,0Cu – 2,2Li) after a temper and aging was explored. It is established, for all aluminum-lithium alloys the characteristic of strength and percent elongation with fall of tests' temperature is increasing. At the same time the low-cycle fatigue of alloys is increasing too. According to obtained results optimal by a complex of mechanical characteristics in temperature range 77...143 K has alloy 1460. That allows to recommend alloy 1460 for manufacture of articles, which are used at the cryogenic temperatures.

Успіхи, які досягнуті в останню чверть сторіччя в області дослідження та освоєння космосу, в атомній енергетиці, будівництві гігантських наземних резервуарів для зберігання скраплених газів та контейнерів для їх транспортування, у ряді інших областей техніки нерозривно пов'язані з проблемами правильного вибору та використання конструкційних матеріалів за низьких температур [1-3].

Робота виробів в умовах криогенних температур потребує вибору матеріалів, яким притаманні висока міцність, запас пластичності, опір утомі при значних переохолодженнях. З цієї точки зору алюмінієві сплави мають значні перспективи для використання за низьких температур в авіакосмічній та ракетній техніці, а та-

кож у конструкціях наземних резервуарів для зберігання та транспортування скраплених газів, що пояснюється співвідношенням міцності та пластичності цих матеріалів із мінімальною можливою масою.

Найбільші перспективи для застосування у цих галузях мають високоміцні алюмінієво-літєві сплави – новий клас алюмінієвих сплавів із підвищеною питомою міцністю. На даний час розроблені промислові сплави з літєм трьох систем: Al – Li – Mg; Al – Li – Cu – Mg та Al – Li – Cu. Цим сплавам притаманна понижена густина 2,52 g/mm<sup>3</sup> та підвищений модуль пружності 80 000 МПа [4, 5].

До сплавів Al – Li – Mg належать сплави 1420 декількох модифікацій та сплави 1421, 1423 із скандієм. Усі сплави системи Al – Li – Mg мають питому масу на 10...12 % нижчу, ніж сплав Д16 (2024), відмінну корозійну тривкість, добру зварюваність, середню міцність, малу швидкість розвитку втомної тріщини, високий опір малоцикловим навантаженням. Після певної термопластичної обробки вони володіють надпластичністю.

До системи Al – Li – Cu – Mg належать сплави 1430 та 1441. Найбільшого застосування знайшов сплав 1441; з усіх алюмінієво-літєвих сплавів він володіє найкращою технологічністю, відмінно катається методом гарячої та холодної рулонної прокатки товщиною до 0,5...0,6 мм. До системи Al – Li – Cu належать сплави 1450 та 1460 (густина 2,63 g/mm<sup>3</sup>, модуль пружності 97 000 МПа).

З метою визначення перспективи використання Al – Li сплавів для конструкцій, які працюють за понижених температур, досліджували вплив низьких температур (293, 143, 77 К) на міцнісні властивості та втомну довговічність сплавів 1201 (Al – 6,2 Cu – 0,3 Mn), 1440 (Al – 1,6 Cu – 0,9 Mg – 2,3 Li), 1451 (Al – 2,9 Cu – 1,4 Li -), 1460 (Al – 3,0 Cu – 2,2 Li) після зміцнювальної термообробки (гартування та старіння). Сплав 1201 системи Al – Cu – Mn був обраний для порівняння як такий, що використовується для виробів криогенної техніки. Міцність сплавів визначали за умов однобічного розтягу зі швидкістю 0,08 mm/s, а втомну довговічність – методом малоциклового ( $v = 0,5$  Hz) чистого згину із заданою амплітудою деформації. Досліди за температури 143 К проводили з охолодженням зразків у випарах рідкого азоту, а за температури 77 К – шляхом занурення захватів із зразками у рідкий азот. Режими термічної обробки сплавів:

- сплав 1201 – гартування у воді 808 К, 20 хвилин + старіння 463 К, 28 годин;
- сплав 1440 – гартування у воді 803 К, 10 хвилин + старіння 443 К, 10 годин;
- сплав 1451 – гартування у воді 793 К, 20 хвилин + старіння 398 К, 6 годин + 433 К, 20 годин;
- сплав 1460 – гартування у воді 783 К, 20 хвилин + старіння 433 К, 28 годин.

На рис. 1 наведена структура алюмінієвих сплавів після термообробки. Структура сплаву 1201 складається в основному з твердого розчину  $\alpha$  – міді в алюмінії та надлишкової фази  $\text{CuAl}_2$ . Структура алюмінієво-літєвих сплавів після термічної обробки становила твердий розчин легувальних елементів в алюмінії з виділенням сферичних зміцнювальних фаз. У процесі старіння виділяються частинки фази структури  $\text{Li}_2$  на основі  $(\text{Al}_3\text{Li})$  –  $\delta'$ -фаза та  $(\text{Al}_3\text{Zr})$  –  $\beta'$ -фаза. Окрім того спостерігається виділення метастабільних фаз типу  $\theta'$  ( $\text{Al}_2\text{Cu}$ ) [2, 6].

Міцнісні властивості, відносне видовження та втомна довговічність досліджуваних сплавів за низьких температур наведені у табл. 1, а їх графічна інтерпретація – на рис. 2.

<sup>1</sup> Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України, Львів

<sup>2</sup> Львівський факультет Державного ліпнотровського технічного університету залізничного транспорту, Львів