Библиографический список

1. Титаренко М.С. Исследование зависимости перегрузок сельскохозяйственных машин от параметров их защиты зубчато-фрикционными предохранительными муфтами. Дис. ...канд.техн.наук. – Мелитополь, 1971.

2. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1964.

3. Гнеденко Б.В. Курс теории вероятностей. – М.: Наука, 1961.

УДК 620.178.311

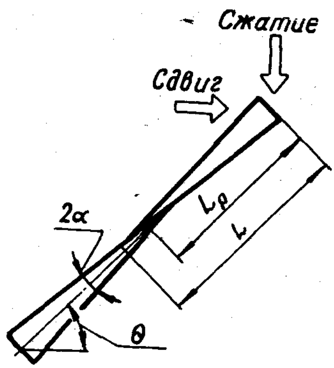
А.А.Тройников, С.Д.Барас

ФИЗИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МАТЕРИАЛА МР

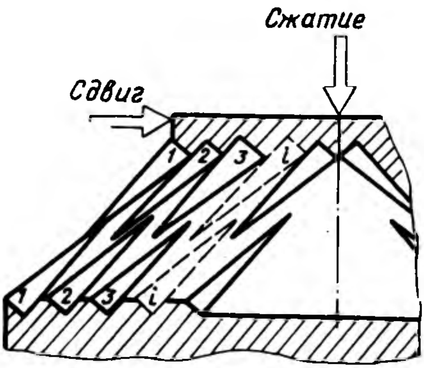
Известные физические модели материала МР (металлический аналог резины) /1-6/ позволяют оценить упругодемпфирующие свойства изделий, выполненных на его основе, только при деформации сжатия. В реальных же условиях изделия из МР чаще всего подвергаются нагрузкам, действующим в направлении сжатия и сдвига. В связи с этим научный и практический интерес представляет создание физической модели, воспроизводящей процессы рассеяния энергии в материалах из металлической проволоки в условиях их сложного деформационного состояния. Кроме того, такая модель должна быть реализуема с целью проведения всего комплекса экспериментальных исследований, которые на натуре осуществить невозможно.

Предлагаемая модель представляет собой совокупность пар пирамидальных элементов, направленных вершинами друг к другу и взаимодействующих между собой поверхностями граней (рис. 1).

В модели n_r пар пирамид (фрикционных пар) образуют уравновешенные в силовом отношении группы (рис. 2), из которых последовательным соединением, т.е. слоями (n_b), формируется моделируемое изделие.



Р и с. 1. Фрикционная пара модели материала МР



Р и с. 2. Модель материала МР

На модель при ее деформировании накладываются следующие ограничения: пирамидальные элементы представляют собой брусья, испытывающие только деформацию изгиба; рассеяние энергии происходит на поверхностях контакта элементов за счет их взаимного смещения; касательные силы между контактирующими элементами проявляются только в виде сил трения; силы трения по контактным поверхностям определяются законом Амонтона [7]; при нагружении число точек контакта между элементами фрикционных пар увеличивается пропорционально деформации; угол наклона элементов в процессе деформации не изменяется; координаты середин площадок контактов у элементов фрикционных пар, вступивших во взаимодействие, равны между собой и изменяются в процессе деформации одинаково; процессы циклического деформирования модели описываются комплексом уравнений, полученных методами сопротивления материалов.

В процессе деформирования моделируемого изделия внешняя нагрузка прикладывается к первому слою и передается через контактирующие фрикционные пары на последующие слои.

Первый этап первичного нагружения заключается в деформировании модели на один шаг Δy до вступления в контакт вторых элементов во всех $n_в$ слоях. Усилие на этом этапе определяется произведением жесткости C_1 фрикционных пар на шаг деформирования $P_1 = \Delta y C_1$. На втором этапе дополнительно включается третья группа элементов во всех $n_в$ слоях и усилие определяется соотношением $P_2 = \Delta y (C_1 + 2C_2)$, а на третьем этапе - $P_3 = \Delta y (C_1 + 2C_2 + 3C_3)$, где C_2, C_3 - жесткости пар на втором и третьем этапах соответственно. Из анализа поэтапного деформирования строится процесс произвольного нагружения модели

$$P_н = \Delta y \sum_{i=1}^{K} i C_i , \qquad (1)$$

деформация при этом описывается выражением

$$y_{iH} = i \Delta y_{\Pi B}, \tag{2}$$

где K – число этапов нагружения до достижения заданной деформации; i – порядковый номер фрикционной пары и этапа нагружения; $C_i = 2EL tg^4\alpha \frac{\cos^2(\theta-\alpha)}{\cos^2\alpha} \frac{1+f tg(\theta-\alpha)}{1-f tg\alpha} \frac{1-\bar{L}_{pi}}{\bar{L}_{pi}^3}$ – жесткость фрикционной пары модели на i -м этапе нагружения, полученная из решения задачи о ее деформировании; E – модуль упругости материала пирамид; L – высота пирамид; α – половина угла при вершинах пирамид; θ – угол наклона пирамид; f – коэффициент трения между элементами фрикционных пар; $\bar{L}_{pi} = L_{pi} / L$ – относительная координата середины площадки контакта элементов фрикционных пар на i -м этапе нагружения; $L_{pi} = L_{pH} - i \Delta y \sin\theta / (2)$ – координата середины площадки контакта элементов фрикционной пары на i -м этапе нагружения; L_{pH} – начальная координата середины площадки контакта фрикционной пары.

Разгружение модели сопровождается совокупностью следующих процессов: деформирование без взаимного проскальзывания элементов (такое состояние можно определить как монолитное), расслоение фрикционных пар (нарушение монолитного состояния) и выход их из состояния контакта (отслоение). Причем все три процесса могут протекать в модели одновременно, а моменты начала и завершения их зависят от структурного состояния модели (от количества фрикционных пар, находящихся в контакте) к началу разгружения.

На первом этапе разгружения все пары модели, вступившие в контакт при предыдущем нагружении, всегда находятся в монолитном состоянии (отсутствует подвижка по контактным поверхностям фрикционных пар).

Определим деформацию i -й пары модели с момента начала разгружения до момента расслоения из условия равенства сил трения и касательных усилий, действующих по контактным поверхностям фрикционных пар в момент расслоения (интенсивность касательных усилий определим по формуле Журавского [8]):

$$y_{pj}=\frac{2f_i\,\Delta y}{a\dfrac{C_{Mj}}{C_{pj}}\left[\dfrac{F}{2J_{Mj}}(H_{Mj}-a)+\dfrac{2tg\theta}{H_{Mj}}\right]+2f}\,, \tag{3}$$

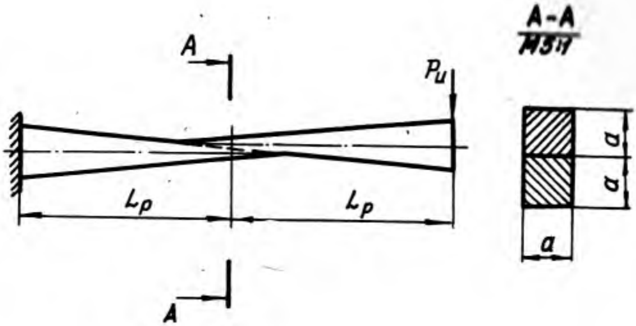
где $a=2L(1-\bar{Z}_p^{(P)})tg\alpha$ – сторона основания пирамиды на уровне середины площадки контакта; $\bar{Z}_p^{(P)}$ – относительная координата середины площадки контакта элементов фрикционных пар в момент расслоения; $C_{Mj}=(3/8)EJ_{Mj}/(L\bar{Z}_p^{(P)})^3$ – жесткость монолитной части модели; $J_{Mj}=bH_{Mj}^3/12$ – момент инерции сечения монолитной части модели; $b=Ltg\alpha/[12K_{\bar{Z}p}(1-\bar{Z}_p^{(P)})^3]$ – эквивалентная ширина модели; $K_{\bar{Z}_p}=6{,}7\cdot10^{-17}\bar{Z}_p^{(P)-22}e^{43\bar{Z}_p^{(P)}}$ – коэффициент перекрытия, учитывающий влияние величины $\bar{Z}_p^{(P)}$ на жесткость одной фрикционной пары в нерасслоенном состоянии (получен решением задачи деформирования непризматической балки (рис. 3) методом конечных разностей /8/); $H_{Mj}=2[K_M L\sin\alpha\sin\theta(i-1)/\sin(\alpha+\theta)+2a]$ – высота монолитной части модели; K_M – коэффициент монолита (определяется численным методом из решения задачи о замкнутости петли); $C_{pj}=2ELtg^4\alpha\times$ $\times\dfrac{\cos^2(\theta-\alpha)}{\cos^2\alpha}\,\dfrac{1-ftg(\theta-\alpha)}{1+ftg\alpha}\,\dfrac{1-\bar{Z}_{pj}}{\bar{Z}_{pj}^3}$ – жесткость расслоившихся фрикционных пар в модели, разгруженной до деформации y_{pj}; $\bar{Z}_{pj}=\bar{Z}_p^{(P)}+y_{pj}\sin\theta/(2L)$ – относительная координата середины площадки контакта фрикционных пар, соответствующая деформации y_{pj}; $F=2L^2(1-\bar{Z}_p^{(P)})^2tg\alpha$ – площадь контакта между пирамидами нерасслоившихся пар.

Деформация модели с момента расслоения до момента отслоения оценивается разностью

$$y_{0j}=j\Delta y-y_{pj}\,, \tag{4}$$

где j – порядковый номер фрикционной пары при разгружении.

Жесткость модели $C_{\Sigma j}^{(P)}$ на каждом этапе определяется как сумма жесткости части модели, пребывающей в состоянии монолита, и расслоенной жесткости пар, перешедших из состояния монолита в расслоенное.



Р и с. 3. Схема нерасслоенной фрикционной пары (P_u - изгибающее усилие, действующее на одну нерасслоенную пару)

При этом необходимо исключить жесткость тех пар, которые к рассматриваемому моменту отслоились:

$$C_{\Sigma j}^{(p)} = C_M + (n - n_p - n_o) C_{pj}, \qquad (5)$$

где n - количество фрикционных пар, вступивших в контакт при нагружении; n_p , n_o - количество фрикционных пар, расслоившихся и отслоившихся в процессе разгружения соответственно.

Просуммировав усилия на отдельных этапах, запишем уравнение разгрузочной ветви петли гистерезиса:

$$P_p = \sum_{j=1}^{n_p+n_o} C_{\Sigma j}^{(p)} \left| y_{pj} - \Delta y \sum_{k=1}^{n_o} k \right| \qquad (6)$$

Механика процесса повторного нагружения идентична процессу разгружения с той лишь разницей, что при расчете жесткости модели вместо количества отслоившихся фрикционных пар учитывается количество пар, вступивших в контакт:

$$C_{\Sigma j}^{(пн)} = C_{Mj} + (n' - n_p' + n_n) C_{pj}, \qquad (7)$$

где n' - количество пар, оставшихся в контакте к моменту завершения процесса разгружения; n_p' , n_n - количество пар, расслоившихся и вступивших в контакт в результате процесса повторного нагружения соответственно.

На основании зависимостей (I) и (5) с учетом выражений (2)-(5) и (7) можно построить процесс произвольного нагружения модели, включающий в себя первичное нагружение, разгружение и повторное нагружение.

Одним из главных аспектов физического моделирования в МР является увязка параметров модели и упругодемпфирующего элемента (УДЭ) из МР. В основу этой связи положена физическая аналогия простейшего элемента модели - пирамиды и структуры материала МР - витка спирали. Принято, что отношение диаметра витка спирали к диаметру проволоки эквивалентно отношению длины пирамиды к ее основанию, а масса витка спирали равна массе пирамиды. Следуя этой гипотезе, получены соотношения $\alpha = arctg(1/2\bar{d})$ и $L = \sqrt{3(V_0/n_{K0})\bar{\rho}_c \bar{d}^2}$, где $\bar{d} = d/\delta$ - относительный диаметр спирали; d - диаметр спирали; δ - диаметр проволоки; V_0 - объем УДЭ; n_{K0} - число точек контакта между витками спирали в ненагруженном УДЭ; $\bar{\rho}_c = \rho_c/\rho_u$ - относительная плотность материала МР УДЭ; ρ_c - плотность материала МР УДЭ; ρ_u - плотность материала проволоки.

Связь угла наклона элементов (ориентация витков спирали [4]) с параметрами материала МР определена экспериментально и описана эмпирическим соотношением $\theta = 0{,}3(0{,}5-\bar{\rho}_c)(18-\bar{d})$, а связь параметра модели $\bar{L}_{PH}$ с параметрами МР $\bar{L}_{PH} = 14{,}5/\sqrt{\bar{d}}\,(0{,}6-\bar{\rho}_c)(0{,}47-\bar{\rho}_з)$ установлена в результате численного решения уравнения, полученного сравнением выражения (I) для случая нагружения модели до величины допустимой деформации $y_{доп}$ [6,9] и выражения для допустимой нагрузки $P_{доп}$, известного из [9]: $P_{доп} = 8{,}0 \cdot 10^{-4} \bar{\sigma}_{TU} V_0/H_c(\bar{\rho}_c - 0{,}03)(\bar{\rho}_з + 0{,}21)(\bar{d}+23)$, $y_{доп} = 26\bar{\sigma}_{TU} H_c(0{,}64-\bar{\rho}_c)(0{,}2-\bar{\rho}_з)(20+\bar{d})$, где σ_{TU} - предел текучести материала проволоки; H_c - высота УДЭ в ненагруженном состоянии; $\bar{\rho}_з = \rho_з/\rho_u$ - относительная плотность заготовки; $\rho_з$ - плотность заготовки; $\bar{\sigma}_{TU} = \sigma_{TU}/E_п$ - относительный предел текучести материала проволоки; $E_п$ - модуль упругости материала проволоки.

Количество пар пирамид в объеме моделируемого изделия определяется числом контактов в объеме реального УДЭ из МР, нагруженного до величины допустимой деформации.

Используя соотношение для плотности контактов $\bar{n}_k$ (число точек контакта на один виток), приведенное в работе /6/, и учитывая количество витков спирали в УДЭ (как отношение масс УДЭ и массе одного витка спирали), запишем выражение для определения числа точек контакта между витками спирали в ненагруженном УДЭ:

$$n_{k0} = k \frac{\bar{\rho}_c^2 V_0}{d_{cp} \delta^2},$$

где k = 1,95 - согласующий коэффициент; $d_{cp} = d - \delta$ - средний диаметр витка спирали.

С учетом подхода, предложенного в /6/, установим распределение фрикционных пар моделируемого изделия в вертикальном и горизонтальном направлениях. Тогда количество вертикальных слоев и число фрикционных пар, расположенных горизонтально в одном слое, составят соответственно

$$n_в = \sqrt{\frac{n_{k0} C_{1u} H_c}{E_0 V_0}}, \quad n_г = \frac{n_{k0}}{n_в} \bar{n}_{k\partial},$$

где C_{1u} - жесткость моделируемого изделия на первом этапе нагружения; E_0 - начальный модуль упругости материала МР /1/; $\bar{n}_{k\partial}$ - плотность контактов в образце, нагруженном до величины допустимой деформации.

Зная величину допустимой деформации и количество фрикционных пар моделируемого изделия, определим шаг деформирования модели:

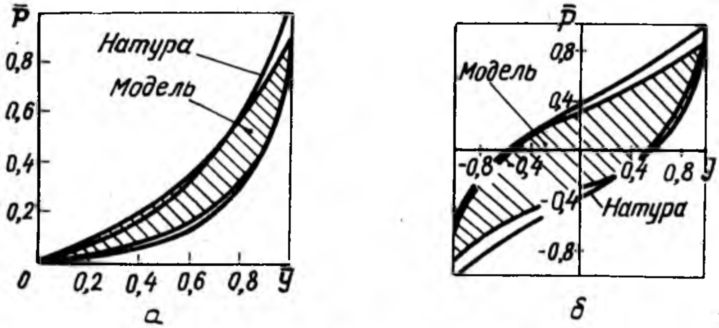
$$\Delta y = \frac{y_{доп}}{n_г n_в}.$$

Установим связь между деформацией сжатия и сдвига модели.

Из рис. 1,2 следует, что направление действия нагрузки при деформации сдвига изменяется по сравнению с направлением нагрузки при деформации сжатия на $\pi/2$. Поэтому связь между деформациями сжатия и сдвига модели описывается зависимостью $\theta^{(c\partial)} = \pi/2 - \theta$, а шаг деформирования при сдвиге определяется соотношением $\Delta y^{(c\partial)} = \Delta y / tg(\theta - \alpha)$.

Согласно принятому подходу, предварительное сжатие УЖЭ в схеме двустороннего упора соответствует модельному первичному нагружению, а процессы первичного нагружения, разгружения и повторного нагружения УДЭ в направлении сдвига физически аналогичны процессам разгружения и повторного нагружения при сжатии модели. Отличие состоит в том, что при нагружении параметр $\bar{L}_p$ для сжатия уменьшается, а для сдвига – увеличивается; при разгружении наблюдается обратная картина. Такое изменение $\bar{L}_p$ выражается для сжатия в более жесткой характеристике $P=f(y)$ по сравнению со сдвигом, что соответствует реальным условиям нагружения УДЭ.

Сравнительный анализ петель гистерезиса натурных и модельных образцов подтверждает адекватность предлагаемой модели материалу МР по упругодемпфирующим характеристикам в условиях деформации сжатия (рис. 4,а) и сдвига (рис. 4,б).



Р и с. 4. Сопоставление модельной и натурной петель гистерезиса ($\bar{P}=P/P_{доп}$; $\bar{y}=y/y_{доп}$ – относительные нагрузка и деформация соответственно; P; y – текущие нагрузка и деформация соответственно); а – сжатие, б – сдвиг

Расхождение экспериментальных и модельных петель (20%) в основном определяется трудностями учета коэффициента трения между элементами МР во всей области его деформирования. В допущениях к модели коэффициент трения был принят постоянным.

Созданная модель позволяет определить упругодемпфирующие характеристики широкого класса изделий из материала МР (цельнометаллических виброизоляторов и демпферов), испытывающих деформации сжатия и сдвига. Кроме того, с помощью модели можно объяснить ряд качественных и количественных закономерностей поведения материала МР в различных условиях его применения, доказать принцип суперпозиции, расширить представления о физических и трибологических процессах, протекающих в точках контакта отдельных элементов. В перспективе возможность реализации модели послужит развитию исследования изменения упругодемпфирующих характеристик образцов, подверженных статической тренировке, наработке и ударным воздействием в условиях влияния различного рода внешних воздействующих факторов.

Библиографический список

1. Сойфер А.М. О расчетной модели материала МР //Вибрационная прочность и надежность двигателей и систем летательных аппаратов:Сб: науч.тр. /Куйбыш. авиац. ин-т. - Куйбышев, 1967. - С. 8-15.

2. Кузьмин Э.Н.,Егоров Г.Я. Исследование динамических характеристик втулочных амортизаторов из материала МР //Вибрационная прочность и надежность двигателей и систем летательных аппаратов: Сб. науч.тр. /Куйбыш. авиац. ин-т. - Куйбышев, 1975. - Вып. I. - С. 54-59.

3. Фомин М.В. Рассеяние энергии в упругих элементах из спрессованной проволоки //Изв. вузов. Машиностроение. - 1976. - № 7. - С.15-18.

4. Шайморданов Л.Г. Расчет упругодемпфирующих характеристик МР при одноосном напряженном состоянии //Вибрационная прочность и надежность двигателей и систем летательных аппаратов: Сб.науч.тр. / Куйбыш. авиац. ин-т. - Куйбышев, 1978. - С.10-16.

5. Белоусов А.И., Тройников А.А. Определение упругофрикционных характеристик изделий из материала МР для систем виброзащиты ГТД // Проектирование и доводка авиационных газотурбинных двигателей: Сб. науч.тр. /Куйбыш. авиац. ин-т. - Куйбышев, 1985. - С. 159-169.

6. Белоусов А.И., Тройников А.А. Построение процесса произвольного нагружения изделий из материала МР для виброзащитных систем ГТД //Вибрационная прочность и надежность двигателей и систем летательных аппаратов: Сб.науч.тр. /Куйбыш. авиац. ин-т. - Куйбышев, 1985. - С.3-7.

7. Конструкционное демпфирование в неподвижных соединениях / Н.Г.Калинин, Ю.А.Лебедев, И.В.Лебедева и др.-Рига: АН ЛатвССР, 1960. - 170 с.

8. Тимошенко С.П., Гере Дж. Механика материалов. - М.: Мир, 1976. - 672 с.

9. Тройников А.А. Некоторые представления об упругих свойствах материала МР //Вибрационная прочность и надежность двигателей и систем летательных аппаратов: Сб.науч.тр. /Куйбыш. авиац. ин-т. - Куйбышев, 1975. - Вып. 2. - С. 65-69.

УДК 621.45-33

Ф.М.Шакиров

ВЛИЯНИЕ ОСТАТОЧНОГО ОБЪЕМА ДЕМПФЕРНОЙ КАМЕРЫ НА ДИНАМИКУ ИСПОЛНИТЕЛЬНОГО ОРГАНА КЛАПАННОГО МЕХАНИЗМА

В работах /1, 2/, посвященных динамике исполнительных органов (ИО) клапанных механизмов при срабатывании, была исследована возможность использования газовых демпфирующих устройств (ДУ) для формирования требуемого закона перемещения подвижного звена. Также было выявлено влияние основных параметров ДУ на динамику ИО и даны рекомендации по определению рациональных величин этих параметров. В настоящей работе рассматриваются вопросы влияния остаточного ("мертвого") объема камеры ДУ на динамические свойства ИО клапанного механизма, а также учета выявленных закономерностей при проектировании агрегатов.

Остаточный объем $V_{ост}$ определяет неизменяемое в переходном процессе пространство демпферной камеры, предназначенное для расположения конструктивных элементов ДУ (например, возвратной пружины). Наличие остаточного объема снижает жесткость газового слоя в ДУ, что ведет к уменьшению усилия, препятствующего перемещению ИО в конце его хода, и к увеличению динамических нагрузок на уплотнитель клапана. Последнее обстоятельство является причиной снижения ресурса агрегата.

Для оценки влияния остаточного объема на динамику ИО клапанного механизма с ДУ воспользуемся представленной в работе /2/ математической моделью. При этом учтем, что объем демпферной камеры $V_д$ имеет переменную $V_п$ и постоянную $V_{ост}$ составляющие: $V_д = V_п + V_{ост}$. Представленные в нормальной форме Коши и безразмерных параметрах уравнения, входящие в математическую модель переходных процессов клапана с ДУ, будут иметь следующий вид: