

УДК 629.76:017.2

А.Д. НИКОЛАЕВ, Н.В. ХОРЯК*Институт технической механики НАНУ и НКАУ, Украина***ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ СОБСТВЕННЫХ ПРОДОЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ
КОНСТРУКЦИИ КОРПУСА ЖИДКОСТНЫХ РАКЕТ-НОСИТЕЛЕЙ
С УЧЕТОМ ДИССИПАЦИИ ЭНЕРГИИ**

Применительно к жидкостным ракетам-носителям (РН) “Циклон” и “Днепр” определены с учетом диссипации энергии параметры собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН, используемые при анализе продольной устойчивости. Показано, что при резонансном взаимодействии подсистем конструкции корпуса РН, характерном для жидкостных РН, учет диссипации энергии оказывает существенное влияние на параметры собственных продольных колебаний конструкции корпуса. В частности, значения приведенных масс и модулей коэффициентов форм собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН, рассчитанные с учетом внутреннего трения, значительно меньше значений соответствующих параметров консервативной системы, а мнимые части комплексных коэффициентов форм собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН соизмеримы по величине с их действительными частями. Использование в математической модели нелинейной динамической системы “ЖРДУ – корпус РН” значений параметров собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН, определенных с учетом диссипации энергии, позволило повысить достоверность прогноза уровня амплитуд продольных колебаний РН.

продольная устойчивость жидкостных ракет, динамическая система “ЖРДУ – корпус ракеты”, частоты и формы собственных колебаний конструкции корпуса ракеты, диссипация энергии, собственные значения, собственные векторы

Введение

Определение динамических характеристик конструкции корпуса ракеты – коэффициентов демпфирования, частот и форм собственных продольных колебаний конструкции – является одним из необходимых этапов анализа продольной устойчивости жидкостной ракеты (POGO-устойчивости) [1, 2].

Обычно собственные продольные колебания конструкции корпуса ракеты-носителя моделируются без учета рассеяния энергии, что упрощает теоретическое определения параметров продольных колебаний и последующее использование результатов моделирования в математической модели динамической системы “ЖРДУ – корпус РН” (например, [3 – 5]). Вместе с тем известно, что при продольных колебаниях корпуса ракеты возникает сопротивление движению его конструкции, сопровождающееся рассеянием энергии и приводящее к затуханию колебаний [2]. Роль демпфирующего фактора при этом играет внутреннее трение в материале, конструкци-

онное трение (трение в неподвижных соединениях: заклепочных, прессовых, болтовых и т.д.), а также сухое трение, имеющее место при колебательном движении питающих магистралей ЖРДУ в туннельных трубопроводах топливных баков. Учет демпфирующего фактора при расчетах параметров собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН особенно важен, если в дальнейшем эти параметры используются в задаче теоретического определения амплитуд продольных виброперегрузок жидкостных РН в случае неустойчивости РН по отношению к продольным колебаниям.

Целью настоящей работы является моделирование собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН как диссипативной системы с конечным числом степеней свободы и анализ влияния внутреннего трения на параметры продольных колебаний конструкции, используемые в математической модели системы “ЖРДУ – корпус РН” при прогнозировании уровня амплитуд продольных колебаний РН и космического аппарата.

1. Математическое моделирование собственных продольных колебаний конструкции корпуса ракеты с учетом диссипации энергии

Свободные продольные колебания конструкции корпуса ракеты могут моделироваться системой с конечным числом степеней свободы N . При этом конструкция корпуса заменяется ее динамическим аналогом – системой N связанных осцилляторов, движения которой описываются системой обыкновенных дифференциальных уравнений.

Собственные продольные колебания конструкции корпуса РН с учетом рассеяния энергии в ее элементах в общем виде описываются матричным уравнением [2, 6]:

$$M\ddot{X} + F_D + CX = 0, \quad (1)$$

где $M = [m_{ij}]$, $C = [c_{ij}]$ – квадратные матрицы размера $N \times N$, элементами которых являются массы и, соответственно, жесткости элементов конструкции; $X = [x_i]$ – N -мерный вектор продольных перемещений координат центров масс элементов конструкции относительно положения их статического равновесия; F_D – матрица размера $N \times N$ сил внутреннего трения в элементах конструкции РН.

В основе математического моделирования внутреннего трения лежит зависимость сил сопротивления движению точек колеблющейся механической системы от их смещения или скорости. Эта зависимость определяется природой конкретного рассматриваемого колебательного процесса и, как правило, описывается нелинейной функцией. При выполнении практических расчетов она обычно линеаризуется. Рассеяние энергии при колебаниях механической системы описывают различные модели [6 – 8]: простейшие упруго-вязкие модели внутреннего трения, полученные на основе метода реологических моделей (модели Фохта, Максвелла и др.), модели, построенные на описании гистерезиса (напр., эллип-

тическая форма петли, предложенная Е.С. Сорокиным), модель вязкого трения.

При выборе модели внутреннего трения, позволяющей учесть рассеяние энергии в сложных колебательных системах, определяющую роль играет простота модели и ее адекватность реальному процессу. Модель вязкого трения – трения, пропорционального скорости движения, – является наиболее простой и широко распространенной. В большинстве практических случаев колебания реальной механической системы близки к колебаниям некоторой идеализированной линейной системы с вязким трением [3]. Если же в модели диссипативной системы используются экспериментальные значения коэффициентов демпфирования колебаний, то при относительно небольших (менее 0,1) значениях логарифмических декрементов доминирующих гармоник упругих колебаний результат практически не зависит от того, какой механизм диссипации реализуется в действительности [2, 6, 7].

В настоящей работе свободные продольные колебания конструкций корпуса РН “Циклон” и РН “Днепр” моделировались идеализированными неконсервативными линейными системами с конечным числом степеней свободы, в которых учет диссипации энергии осуществлялся на основе модели вязкого трения. Тогда матрица демпфирования в уравнении (1) есть $F_D = H \cdot \dot{X}$, и уравнение (1) представляется в виде

$$M\ddot{X} + H\dot{X} + CX = 0, \quad (2)$$

причем матрица коэффициентов демпфирования $H = [h_{ij}]$ без ограничения общности может рассматриваться как симметричная.

При моделировании продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” и “Днепр” использовалось традиционное представление корпуса стержневыми элементами, соединенными друг с другом невесомыми пружинами. Каждый i -й элемент представляет собой концевое, промежуточное или сложное колебательное звено, характеризую-

щеся массой m_i , жесткостью c_i и коэффициентом демпфирования h_i . Продольные колебания концевго звена (тела массой m_i , соединенного пружиной, имеющей жесткость c_i , со смежным телом массой m_{i-1}) и промежуточного звена (тела массы m_j , соединенного пружинами, имеющими жесткости c_{j+1} и, соответственно, c_j , со смежными телами массой m_{j+1} и m_{j-1}) описывались уравнениями [9]:

$$m_i \ddot{x}_i + h_i (\dot{x}_i - \dot{x}_{i-1}) + c_i (x_i - x_{i-1}) = 0; \quad (3)$$

$$m_j \ddot{x}_j + c_{j+1} (x_j - x_{j+1}) + c_j (x_j - x_{j-1}) + h_{j+1} (\dot{x}_j - \dot{x}_{j+1}) + h_j (\dot{x}_j - \dot{x}_{j-1}) = 0. \quad (4)$$

К соответствующим стержневым элементам присоединялись элементы, имитирующие продольные колебания космического аппарата (КА), обтекателя, третьей ступени РН, ЖРД первой и второй ступеней РН, жидкости в топливных баках первой и второй ступеней РН. Продольные колебания жидкости в каждом баке имитировались двумя осцилляторами. Значения коэффициентов демпфирования для всех элементов полагались одинаковыми и равными приблизительно 1,1% от критического значения, что соответствует логарифмическому декременту колебаний $\delta_i^0 = 0,07$ (соответственно, коэффициенту относительного демпфирования $\xi_i^0 \approx 0,011$). Значения h_i коэффициентов демпфирования в уравнениях (3) – (4) вычислялись с учетом связей между элементами следующим образом:

для концевго звена

$$h_i = 2\xi_i^0 \cdot \sqrt{c_i m_i}; \quad (5)$$

для промежуточного звена

$$h_i = 2\xi_i^0 \cdot \sqrt{(c_i + c_{i+1}) m_i}. \quad (6)$$

Используя экспериментальные данные о коэффициентах демпфирования ξ_i^0 простых элементов конструкции, изготовленных из различных материалов (например, [6, 7]), можно с приемлемой по-

грешностью определить параметры собственных продольных колебаний конструкции корпуса ракеты с учетом внутреннего трения.

При применении метода нормальных форм для исследования неконсервативной системы (2) к диагональному виду преобразуются только матрицы M и C , а в преобразованной матрице демпфирования (обозначим ее H') имеются ненулевые диагональные элементы, определяющие диссипативные связи между элементами. Однако при слабом рассеянии энергии и отсутствии близких собственных частот колебаний значения внедиагональных элементов матрицы H' значительно меньше значений диагональных элементов, поэтому в математической модели продольных колебаний конструкции корпуса ракеты внедиагональными элементами матрицы демпфирования H' можно пренебречь. Тогда диссипативная система (2) так же, как и консервативная, распадается на независимые уравнения, каждое из которых описывает в обобщенных координатах один тон продольных колебаний конструкции корпуса. Математическая модель продольных колебаний жидкостной РН, используемая при прогнозировании амплитуд виброперегрузок, включает в себя N_T таких уравнений, описывающих N_T низших тонов продольных колебаний корпуса. В каждое из этих уравнений введены внешние возмущения со стороны ЖРДУ:

$$\ddot{q}_i + 2\xi_i \omega_i \dot{q}_i + \omega_i^2 q_i = \frac{1}{m_{pi}} \cdot F_i, \quad (7)$$

$$i = 1, \dots, N_T,$$

где q_i – нормальные обобщенные координаты; ω_i , ξ_i – круговая частота и относительный коэффициент затухания i -го тона собственных колебаний конструкции корпуса; m_{pi} – соответствующая i -му то-

ну колебаний приведенная масса; $F_i = \sum_{k=1}^N F_{ek} \cdot \beta_{ik}$ – внешнее воздействие на i -й тон колебаний конструкции корпуса; β_{ik} – коэффициент формы i -го то-

на собственных колебаний системы (2) k -го элемента системы; F_{ek} – силовое воздействие на k -й элемент. Отметим, что поскольку конструкция корпуса является слабо демпфированной системой, значения частот ω_i , $\tilde{\omega}_i$ собственных колебаний диссипативной системы (2) и соответствующей ей консервативной системы практически равны.

В настоящей работе определение параметров собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН с учетом диссипации энергии осуществлялось на основе решения проблемы собственных значений [10]. Предварительно система (2) преобразовывалась к форме Коши

$$\dot{Y} = A Y, \quad (8)$$

где $Y = (x_1, \dot{x}_1, \dots, x_N, \dot{x}_N)$ – вектор длиной $n = 2N$, включающий продольные перемещения и продольные скорости координат центров масс элементов конструкции относительно положения их статического равновесия; $A = [a_{ij}]$ – квадратная матрица коэффициентов системы размера $n \times n$.

Частоты, коэффициенты затухания и коэффициенты форм собственных продольных колебаний конструкции корпуса вычислялись с использованием собственных значений λ_i ($i = 1, \dots, n$) матрицы A и соответствующих им собственных векторов $\beta_i = (\beta_{i1}, \beta_{i2}, \dots, \beta_{in})$. Собственные значения матрицы A неконсервативной системы (2) являются комплексно-сопряженными. $\lambda_i = \alpha_i \pm j\omega_i$. Иногда (по аналогии с собственными значениями консервативной системы, равными квадратам ее собственных частот колебаний) их называют комплексными собственными частотами колебаний. Комплексные собственные частоты колебаний λ_i несут в себе информацию об угловых частотах ω_i и коэффициентах затухания α_i собственных колебаний системы (2). Поскольку система (2) является диссипативной, то $\alpha_i < 0$ для всех $i = 1, \dots, n$. Учитыва-

вая, что для слабо демпфированных систем $\omega_i \approx \tilde{\omega}_i$, коэффициенты относительного демпфирования колебаний системы (2) определялись следующим отношением: $\xi_i = -\alpha_i / \omega_i$. Отметим, при анализе диссипативных свойств системы использовались коэффициенты демпфирования i -го тона собственных колебаний, аналогичные декрементам для одночастотных затухающих свободных колебаний:

$$\delta_i = -2\pi\alpha_i / \omega_i = -2\pi\xi_i. \quad (9)$$

Коэффициенты форм собственных колебаний конструкции корпуса РН на частоте ω_i определяются собственным вектором β_i , соответствующим собственному значению λ_i с положительной мнимой частью. Условием нормировки собственных векторов в настоящей работе принималось равенство единице коэффициента формы колебаний элемента, имитирующего колебания ЖРД первой ступени. Каждая компонента β_{ik} собственного вектора β_i определяет амплитуду и фазу относительного перемещения (для нечетных k) или относительного ускорения (для четных k) l -го элемента конструкции корпуса ($l = k/2$ и $l = (k+1)/2$ соответственно для четных и нечетных k).

Приведенная масса i -го тона собственных колебаний неконсервативной системы (2) вычислялась следующим образом:

$$m_{pi} = \sum_{j=1}^N m_j \cdot \beta_{i,2j-1}^2, \quad i = 1, \dots, N. \quad (10)$$

2. Расчет параметров и определение доминирующих мод свободных продольных колебаний конструкции корпуса жидкостных РН

Расчет параметров продольных колебаний конструкции корпуса жидкостных РН проводился при различных уровнях заполнения топливных баков первой ступени, соответствующих времени работы

двигательной установки первой ступени. В дальнейшем для краткости будем использовать термин “условное время полета”. Отметим также, что хотя система (2) является неконсервативной, мы будем пользоваться понятием моды колебаний, поскольку затухание колебаний конструкции корпуса мало.

Каждая мода колебаний характеризуется определенным значением частоты, с которой осциллируют все элементы системы, и формой – распределением амплитуд и фаз по элементам системы. Традиционно моды (тона) собственных колебаний конструкции корпуса нумеруются в порядке возрастания частот колебаний f_i [2], т.е. $f_1(t) < f_2(t) < \dots < f_n(t)$ для любого фиксированного момента условного времени полета. Первые 2 – 3 моды считаются доминирующими и используются для описания продольных колебаний корпуса в виде (7) при анализе продольной устойчивости жидкостной ракеты. На рис. 1 приведены расчетные зависимости низших частот $f_i = \omega_i / 2\pi$ ($f_i \leq 35$ Гц) и соответствующих им коэффициентов затухания δ_i собственных продольных колебаний корпуса трехступенчатой РН “Циклон” от условного времени полета.

В настоящей работе нумерация мод продольных колебаний корпуса при изменении условного времени полета осуществлялась по принципу соответствия частот собственных колебаний конструкции корпуса как связанной колебательной системы частотам колебаний ее парциальных систем. Каждая собственная частота колебаний связанной системы определяется динамическими свойствами всех ее парциальных систем (в большей или меньшей степени). Определяющее влияние на низшие частоты колебаний корпуса оказывают динамические свойства парциальных систем с наибольшими массами (например, присоединенные массы жидкости в топливных баках). Поэтому указанное выше соответствие устанавливалось на основе анализа изменения частот и форм собственных продольных колебаний конструкции корпуса по времени полета, а также

близости значений частот собственных колебаний системы (2) и ее элементов, имитирующих колебания жидкости в топливных баках.

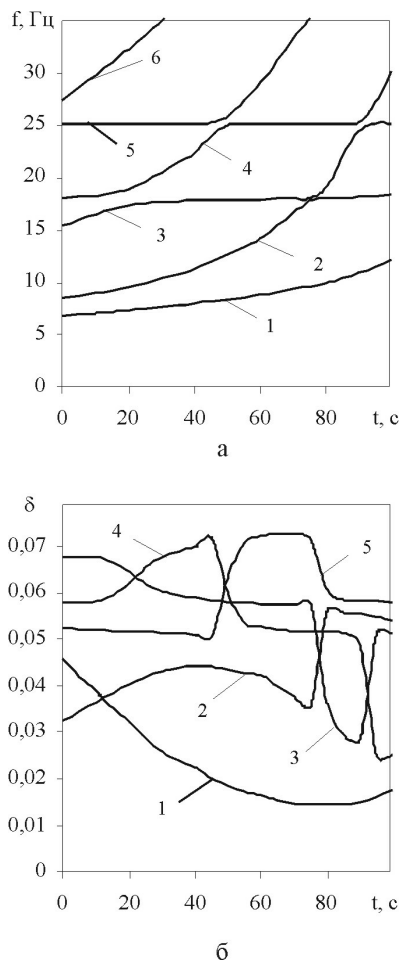


Рис. 1. Зависимости низших частот и соответствующих им коэффициентов затухания собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” от условного времени полета РН, построенные по принципу возрастания частот

Анализ параметров свободных колебаний конструкции корпуса проводился с учетом того, что в процессе собственных колебаний системы (2) возможны явления резонансного характера, обусловленные взаимодействием колебательных подсистем с близкими частотами. Эти явления могут иметь место на нескольких интервалах условного времени полета, поскольку в систему (2) входят парциальные системы с постоянными частотами колебаний и с частотами колебаний, возрастающими в процессе полета РН. К числу первых относятся подсистемы, описывающие I и II-й тона колебаний жидкости в баках окислителя и горючего второй ступени ракеты

(обозначим их БО21, БО22 и БГ21, БГ22). К первым относятся подсистемы, описывающие I и II-й тона колебаний жидкости в баках окислителя и горючего первой ступени РН (обозначим их БО11, БО12 и БГ11, БГ12).

Разработанный в соответствии с описанным принципом алгоритм нумерации мод при изменении условного времени полета РН состоял в следующем.

В начальный момент времени $t = t_0$ моды собственных колебаний конструкции корпуса пронумеровались в порядке возрастания частот колебаний. При $t > t_0$ нумерация мод проводилась таким образом, чтобы параметры i -й моды собственных колебаний конструкции корпуса удовлетворяли следующим требованиям. Во-первых, в каждый момент условного времени полета t_j значение частоты i -й моды колебаний $f_i(t_j)$ должно быть ближайшим к ее значению $f_i(t_{j-1})$ в предыдущий момент времени t_{j-1} (в случае резонанса в системе – к одному из двух ближайших значений). Во-вторых, на частотах колебаний $f_i(t_j)$ и $f_i(t_{j-1})$ наибольшие амплитуды (как перемещений, так и сил) должны иметь одни и те же элементы системы. Учитывая изменение динамических свойств элементов, имитирующих колебания жидкости в топливных баках первой ступени РН (по мере опорожнения баков) и возможность резонансных взаимодействий в системе (2), анализировалась группа из 4 – 5 элементов с наибольшими амплитудами сил. В этой группе допускались перестановки первых элементов и постепенные замены последних элементов новыми по мере изменении условного времени полета и при резонансе. В дальнейшем мы будем говорить, что определяющими для частоты колебаний f_i системы (2) являются k_1, k_2, \dots, k_m -й элементы, если на частоте колебаний f_i эти элементы имеют наибольшие амплитуды сил (или переменные $x_{k_1}, x_{k_2}, \dots, x_{k_m}$ имеют наибольшие амплитуды перемещений), а значе-

ние f_i является одним из ближайших к значению частоты колебаний соответствующего элемента. Результаты анализа “вклада” парциальных систем в формирование низших частот собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” приведены ниже в табл. 1.

Таблица 1

Парциальные системы, определяющие низшие частоты собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон”

Частоты собственных продольных колебаний корпуса РН	Подсистемы, определяющие частоту f_i собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН как связанной системы
f_1	БО11 и БО21, а также БГ21 и БГ11
f_2	БГ11 и БО11, а также БО21
f_3	БО12, а также БГ11, О21, Г21
f_4	БГ21 и БО21
f_5	БО21 и БГ21, а также верхняя часть конструкции корпуса РН
f_6	БГ11 и БГ12

На рис. 2 приведены расчетные зависимости частот и соответствующих им коэффициентов затухания низших тонов собственных колебаний системы (2) от условного времени полета РН, построенные для РН “Циклон” при реализации принципа соответствия частот собственных колебаний конструкции корпуса частотам колебаний ее отдельных элементов. Возрастающие в процессе полета частоты колебаний конструкции f_1, f_2, f_3, f_6 (кривые 1 – 3 и 6) определяются, главным образом, колебаниями жидкости в топливных баках первой ступени РН, а практически неизменяющиеся частоты колебаний $f_4 \approx 18$ Гц (кривая 4) и $f_5 \approx 25$ Гц (кривая 5) – I-м тоном колебаний жидкости в баках окислителя и горючего ее второй ступени.

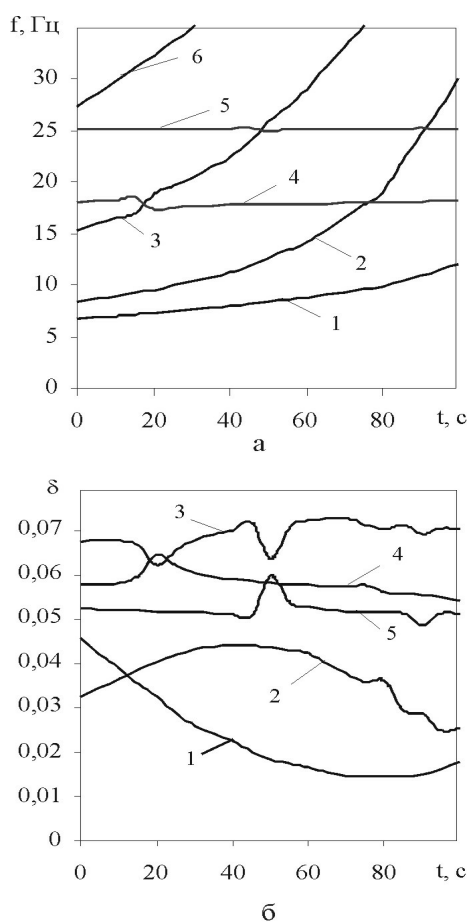


Рис. 2. Зависимости низших частот и соответствующих им коэффициентов затухания собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” от условного времени полета РН, построенные по принципу соответствия частот колебаний конструкции частотам колебаний ее подсистем

Сравнивая описанные выше два подхода к определению зависимостей параметров продольных колебаний корпуса от условного времени полета, отметим следующее. Как видно из рис. 1, б и 2, б, низшие моды колебаний связанной системы (2) характеризуются более слабым затуханием, чем ее парциальные системы. Расчетные значения коэффициентов затухания колебаний δ_i некоторых из этих мод на отдельных интервалах времени меньше значений коэффициентов затухания подсистем δ_i^0 в два раза и более. Такие моды являются доминирующими при анализе устойчивости РН. В соответствии с результатами, представленными на рис. 1, б, доминирующими следует считать первые четыре

моды продольных колебаний корпуса. Если же зависимости мод свободных продольных колебаний корпуса РН от условного времени полета определялись по принципу соответствия частот колебаний конструкции корпуса частотам колебаний ее подсистем (рис. 2, б), то доминирующими являются только первые две моды. Следовательно, реализация предложенного подхода к определению параметров продольных колебаний конструкции корпуса от условного времени полета позволяет уменьшить количество тонов продольных колебаний корпуса, которые необходимо учитывать при анализе продольной устойчивости РН в математической модели замкнутой динамической системы “ЖРДУ – корпус ракеты”.

3. Анализ влияния внутреннего трения на расчетные параметры свободных продольных колебаний конструкции корпуса жидкостных РН

Математическая модель динамической системы “ЖРДУ – корпус ракеты”, используемая при анализе продольной устойчивости ее первой ступени, включает уравнения низших тонов продольных колебаний корпуса в обобщенных координатах в виде (7), коэффициенты которых определяются значениями приведенных масс, частот и декрементов собственных продольных колебаний конструкции корпуса. В уравнения, описывающие взаимодействие корпуса и ЖРДУ, входят коэффициенты форм низших тонов колебаний элементов конструкции корпуса (баков окислителя и горючего первой ступени, питающих трубопроводов, КА) [11, 12]. Анализ влияния внутреннего трения на параметры свободных продольных колебаний конструкции корпуса жидкостных РН проводился для указанных выше параметров.

При моделировании собственных продольных колебаний конструкции корпуса трехступенчатой РН “Циклон” значения коэффициентов демпфирования колебаний всех подсистем δ_i^0 полагались одинаковыми и постоянными. Как видно из рис. 2,

значения коэффициентов демпфирования колебаний δ_i системы (2) различны и зависят от условного времени полета РН, причем характер их изменения обусловлен динамическим взаимодействием подсистем с близкими частотами, в результате которого происходит перераспределение энергии между взаимодействующими подсистемами. Отметим, что значения δ_1, δ_2 коэффициентов демпфирования I и II-го тонов колебаний конструкции корпуса РН на всем интервале условного времени полета РН в 1,5 – 4 раза меньше значений δ_i^0 .

Учет внутреннего трения не оказал влияния на частоты собственных колебаний конструкции корпуса, поскольку затухание колебаний ее элементов мало. Влияние демпфирования на коэффициенты форм колебаний элементов конструкции корпуса оказалось существенным при резонансном взаимодействии ее подсистем.

Наиболее ярко выраженные явления резонансного характера имели место на частоте колебаний корпуса f_1 в окрестности точки $t = t_R \approx 11,5$ с. Они проявились в резком возрастании модулей коэффициентов формы колебаний корпуса РН (и, соответственно, приведенной массы). Анализ результатов расчетов показал, что эти явления обусловлены резонансным взаимодействием двух подсистем конструкции корпуса, имеющих близкие частоты (в диапазоне 7–8 Гц): парциальной системы БО11, оказывающей определяющее влияние на частоту колебаний системы f_1 , и подсистемы, состоящей из остальных элементов конструкции корпуса РН.

Аналогичные результаты были получены при расчете параметров собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Днепр”, соответствующих времени работы двигательной установки первой ступени РН. Резкое возрастание значений коэффициентов форм колебаний и приведенной массы на частоте первого тона колебаний конструкции корпуса, обусловленное резонансным взаимо-

действием аналогичных подсистем конструкции корпуса РН, имело место при $t = t_R \approx 15$ с.

На рис. 3 и 4 приведены зависимости $\beta_{BO11}(t)$ коэффициентов формы колебаний бака окислителя первой ступени РН “Циклон” на частоте I-го тона собственных продольных колебаний корпуса, рассчитанных без учета и с учетом демпфирования колебаний парциальных систем при различных значениях декрементов колебаний, от условного времени полета РН. Приведенные зависимости не только подтверждают, но и дают количественную оценку известному факту: в консервативной системе при внутреннем резонансе значения коэффициентов форм собственных колебаний и приведенных масс возрастают практически до бесконечности; в диссипативной системе рост значений этих параметров ограничивается демпфированием.

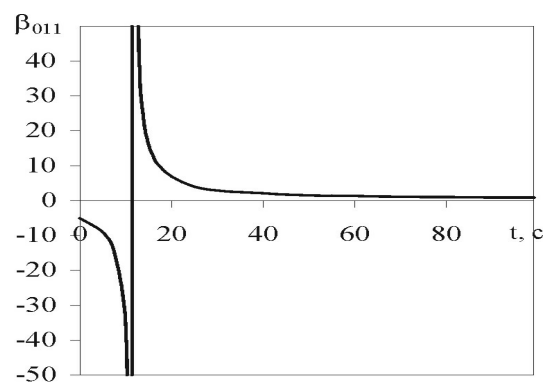


Рис. 3. Зависимость коэффициента формы колебаний бака окислителя первой ступени РН “Циклон” на частоте I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса от условного времени полета РН, рассчитанная без учета диссипации энергии в подсистемах конструкции корпуса РН

Зависимость $\beta_{BO11}(t)$, полученная при расчете параметров продольных колебаний конструкции корпуса РН без учета диссипации энергии (рис. 3), представляется действительной функцией, имеющей в момент резонанса $t = t_R$ точку разрыва. Вблизи $t = t_R$ ее значения неограниченно возрастают: $\lim_{t \rightarrow t_R + 0} \beta_{BO11}(t) = +\infty$ и $\lim_{t \rightarrow t_R - 0} \beta_{BO11}(t) = -\infty$.

На рис. 4, а и б представлены зависимости комплексного коэффициента формы колебаний β_{BO11} и

его модуля $|\beta_{BO11}|$ от условного времени полета РН, полученные при моделировании продольных колебаний конструкции корпуса ракеты с учетом и без учета диссипации энергии в ее звеньях. Кривые 1, 2 и 3 на этих рисунках соответствуют значениям декрементов колебаний парциальных систем $\delta_i^0 = 0,07; 0,03; 0$.

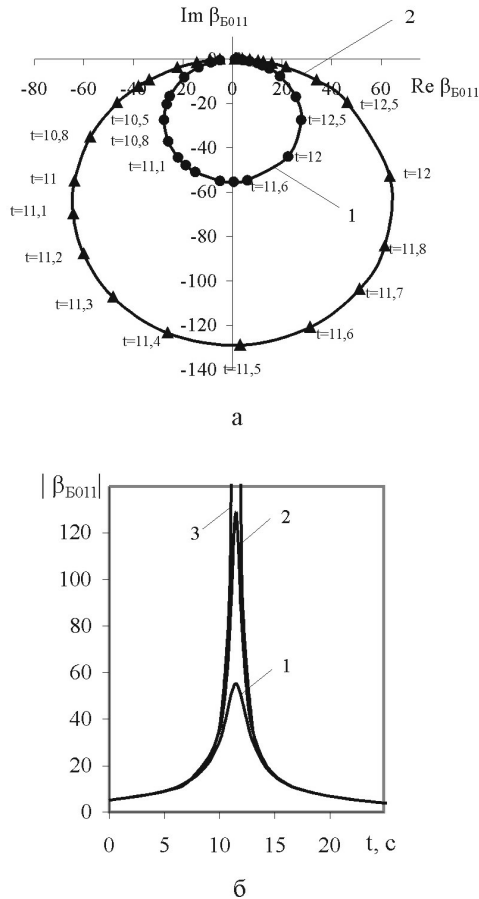


Рис. 4. Влияние диссипации энергии в подсистемах конструкции корпуса РН “Циклон” на коэффициент формы колебаний бака окислителя первой ступени РН на частоте I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН

Как видно из рис. 4, а, при изменении t от 0 до t_R , отрицательные значения мнимой части комплексного коэффициента формы колебаний $Im \beta_{BO11}$ возрастают по модулю. При $t > 8$ с они становятся соизмеримыми со значениями его действительной части $Re \beta_{BO11}$, а по мере приближения t к t_R превышают их. При $t = t_R$ годограф функции $\beta_{BO11}(t)$ пересекает мнимую ось ($Re \beta_{BO11}(t_R) = 0$),

и при дальнейшем увеличении t перемещается из III-й четверти комплексной плоскости в IV-ю. По мере удаления t от t_R значения $Im \beta_{BO11}$ постепенно уменьшаются; при $t > 30$ с их можно считать равными нулю.

Из рис. 4, б видно, что при отсутствии демпфирования колебаний в подсистемах конструкции корпуса модуль коэффициента формы колебаний β_{BO11} на частоте колебаний f_1 вблизи резонанса $t_R \approx 11,5$ с неограниченно возрастает. Диссипация энергии в подсистемах конструкции корпуса при моделировании его собственных продольных колебаний является фактором, существенно ограничивающим рост величины $|\beta_{BO11}|$. Так, при $t = 11,5$ с модуль коэффициента β_{BO11} , вычисленного без учета диссипации энергии, в 95 раз превосходит величину этого же параметра, вычисленного с учетом демпфирования колебаний элементов конструкции при значении декремента колебаний $\delta_i^0 = 0,07$. Уменьшение декремента колебаний парциальных систем конструкции корпуса с 0,07 до 0,03 привело к увеличению значения $|\beta_{BO11}|$ приблизительно в 2,3 раза.

Таким образом, на частоте колебаний f_1 значения коэффициента формы колебаний β_{BO11} слабо демпфированной и консервативной систем в области резонанса существенно отличаются не только по амплитуде, но и по фазе. При удалении от t_R значения коэффициента β_{BO11} , вычисленные с учетом и без учета диссипации энергии, можно считать одинаковыми.

Анализ влияния демпфирования колебаний в элементах конструкции корпуса РН на коэффициенты форм I-го тона собственных продольных колебаний конструкции $\beta_1(L)$ в различных по осевой координате ракеты L сечениях показал, что значения коэффициентов $\beta_1(L)$ и $\beta_1^0(L)$, вычисленные с уче-

том и без учета демпфирования, существенно различаются только в окрестности резонанса $|t - t_R| < 3$ с. При этом в сечении нижнего шпангоута первой ступени РН модули коэффициентов $\beta_1(L)$ и $\beta_1^0(L)$ совпадают на всем интервале условного времени полета РН, что обусловлено принятым в настоящей работе условием нормировки собственных векторов. Влияние демпфирования на коэффициенты форм I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса проявляется при $L \approx 10$ м (т.е. выше сечения верхнего шпангоута первой ступени РН), и возрастает по мере изменения осевой координаты от $L \approx 10$ м в направлении к головной части ракеты.

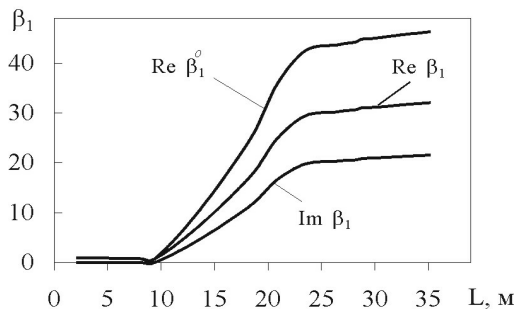


Рис. 5. Влияние демпфирования колебаний подсистем конструкции корпуса на зависимость коэффициентов форм I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” от осевой координаты

На рис. 5 показаны зависимости действительной и мнимой частей комплексных коэффициентов форм I-го тона колебаний диссипативной системы (кривые $Re \beta_1$, $Im \beta_1$) и действительных коэффициентов консервативной системы (кривая β_1^0) от осевой координаты конструкции корпуса РН, определенные вблизи резонанса, при $t = 10$ с. Отсчет по оси абсцисс на этом рисунке ведется от хвостовой части ракеты. Как видно из рисунка, значения мнимой и действительной части коэффициента формы колебаний демпфированной системы соизмеримы. Разница в значениях β_1^0 и $Re \beta_1$ увеличивается по мере приближения к головной части РН и в сечении центра масс КА достигает 500%. Разница в значени-

ях модулей этих коэффициентов в сечении центра масс КА составляет приблизительно 400%.

На рис. 6 приведены зависимости $m_{p1}(t)$ приведенной массы I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” от условного времени полета РН, построенные для значений декрементов колебаний элементов конструкции корпуса $\delta_i^0 = 0,07; 0,03$ и 0 (кривые 1, 2 и 3 соответственно). Эти зависимости имеют ярко выраженный резонансный характер, причем вблизи резонанса, при $8 \text{ с} < t < 15 \text{ с}$, внутреннее трение существенно влияет на величину m_{p1} . При $t = t_R \approx 11,5$ с учет внутреннего трения привел к уменьшению значения m_{p1} более чем в 1600 раз для $\delta_i^0 = 0,03$ и более чем в 9000 раз для $\delta_i^0 = 0,07$.

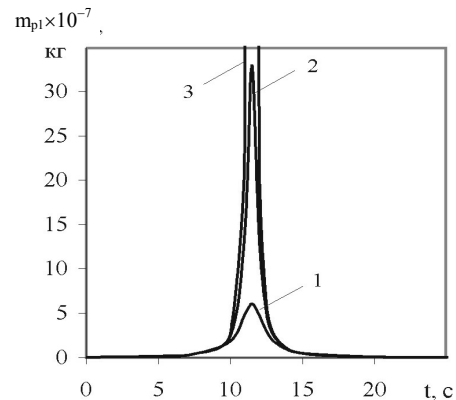


Рис. 6. Зависимости приведенных масс I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” от условного времени полета РН при различном по величине затухании колебаний подсистем конструкции корпуса

Результаты расчетов параметров собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН “Циклон” и “Днепр” с учетом диссипации энергии были использованы при прогнозировании амплитуд продольных колебаний этих РН. Эта задача решалась на базе соответствующих нелинейных математических моделей замкнутой динамической системы “ЖРДУ – корпус РН” [11, 12].

Из анализа пусков прототипа РН “Днепр” следует, что в интервале времени полета РН $0 < t < 20$ с на частотах, близких по значению к частотам I-го

тона собственных продольных колебаний корпуса РН (в диапазоне от 9 до 10 Гц), наблюдалось возрастание амплитуд продольных колебаний РН. Оно обусловлено потерей продольной устойчивости динамической системы “ЖРДУ – корпус РН” в результате резонансного взаимодействия конструкции корпуса и питающей магистрали окислителя в указанном частотном диапазоне. На рис. 7 кружочками обозначены экспериментальные значения амплитуд колебаний продольной перегрузки РН, полученные в результате обработки данных ряда ее пусков.

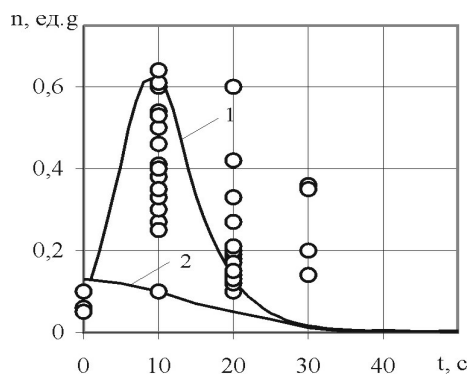


Рис. 7. Зависимости амплитуд продольных колебаний осевой перегрузки конструкции РН от времени полета

Огибающие расчетных амплитуд колебаний продольной перегрузки этой РН на частоте, близкой к частоте I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН, представлены кривыми 1 и 2. Кривая 1 получена при использовании в математической модели системы “ЖРДУ – корпус РН” значений параметров продольных колебаний конструкции корпуса РН, вычисленных с учетом диссипации энергии, а кривая 2 – без ее учета.

Как видно из рисунка, расчетные значения амплитуд продольных колебаний осевой перегрузки данной РН в интервале времени $0 < t < 20$ с, полученные при использовании параметров продольных колебаний конструкции корпуса РН, определенных без учета диссипации энергии, заметно меньше экспериментальных. Это обстоятельство объясняется тем, что в данном случае область резонансного взаимодействия подсистем конструкции корпуса РН совпала с областью резонансного взаимодействия

конструкции корпуса и питающей магистрали окислителя по частоте и по времени. Резонансное взаимодействие подсистем конструкции корпуса, характерное для жидкостных РН и выраженное, как было показано выше, в резком возрастании значений приведенных масс и коэффициентов форм колебаний, в данном случае проявилось на частоте колебаний I-го тона корпуса РН $f_1 \approx 10$ Гц. Неограниченный демпфированием колебаний рост значений приведенной массы, оказывая стабилизирующее влияние на систему, привел к занижению уровня расчетных амплитуд колебаний продольной перегрузки (кривая 2).

Таким образом, при использовании в нелинейной модели продольных колебаний прототипа РН “Днепр” значений параметров собственных колебаний конструкции корпуса РН, рассчитанных традиционным образом – без учета диссипации энергии колебаний, – приемлемое согласование расчетных и экспериментальных значений амплитуд продольной перегрузки РН не было достигнуто из-за завышенных расчетных значений приведенной массы на частоте I-го тона собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН. Учет диссипации энергии при моделировании собственных продольных колебаний конструкции корпуса, ограничивающей бесконечное возрастание значений приведенных масс при резонансном взаимодействии подсистем конструкции корпуса, позволил обеспечить удовлетворительное согласование теоретических значений амплитуд колебаний продольной перегрузки корпуса РН с их экспериментальными значениями.

Заключение

Определены параметры продольных колебаний конструкции корпуса трехступенчатой РН “Циклон” и “Днепр” как диссипативных систем с конечным числом степеней свободы при различной степени заполнения топливных баков первой ступени РН. Расчетным путем установлено, что характер изме-

нения коэффициентов затухания δ_i собственных продольных колебаний конструкции определяется не только величиной исходного демпфирования δ_i^0 , но и степенью динамического взаимодействия элементов конструкции. Показано, что в условиях резонансного взаимодействия подсистем конструкции корпуса РН учет рассеяния энергии колебаний даже при малой его величине оказывает существенное влияние на основные характеристики собственных продольных колебаний конструкции, используемые при анализе продольной устойчивости РН. В частности, значения приведенной массы и модулей коэффициентов форм собственных продольных колебаний конструкции корпуса, рассчитанные с учетом внутреннего трения, вблизи резонанса существенно меньше значений соответствующих параметров консервативной системы. Кроме того, вблизи резонанса комплексные коэффициенты форм собственных продольных колебаний конструкции корпуса РН имеют мнимые части, соизмеримые по величине с действительными.

Определение характеристик продольных колебаний конструкции корпуса жидкостных РН с учетом диссипации энергии позволило существенно повысить достоверность теоретического прогноза уровня амплитуд колебаний продольной перегрузки РН.

Литература

1. Oppenheim B.W., Rubin S. Advanced Pogo Stability Analysis for Liquid Rockets // *Journal of Spacecraft and Rockets*. – 1993. – Vol. 30, No. 3. – P. 360 – 373.
2. Колесников К.С. Динамика ракет. – М.: Машиностроение, 1980. – 376 с.
3. Вибрации в технике. Справочник в 6 т. / Под ред. Ф.М. Диментберга, К.С. Колесникова. – М.: Машиностроение, 1980. – Т. 3. Колебания машин, конструкций и их элементов. – 544 с.
4. Lock M., Rubin S. Active Suppressor of POGO on the Space Shuttle // AIR-75/7428 – 1/ – Aerospace

Corporation, NASA Contract NAS3-17752. – NASA, 1974. – CR – 134749.

5. Кобычкин В.С., Кириченко В.Н. Программа расчета динамических характеристик упругих корпусов РН пакетной компоновки при пространственных колебаниях // *Международная конференция “Научно-технические проблемы космонавтики и ракетостроения”* 23 – 25 апреля 1996 г. Тезисы и аннотации докладов. – Калининград Моск. обл.: ЦНИИМАШ. – 1996. – С. 278 – 279.

6. Eckhard Hilbrandt, Damping representation related to Spacecraft Structural Design // *Accuracy, Reliab. and Train. FEM Technol. Proc. 4th World Congress, Interlaken, 17 – 21 Sept., 1984.* – P. 21 – 31.

7. Микишев Г.Н, Экспериментальные методы в динамике космических аппаратов. – М.: Машиностроение, 1978. – 248 с.

8. Пановко Я.Г. Внутреннее трение при колебаниях упругих систем. – М.: Физматгиз, 1960. – 193 с.

9. Гладкий В.Ф. Динамика конструкции летательного аппарата. – М.: Наука, 1969. – 496 с.

10. Уилкинсон Дж.Х. Алгебраическая проблема собственных значений. – М.: Наука, 1979. – 564 с.

11. Теоретическое определение амплитуд продольных колебаний жидкостных ракет-носителей / В.В. Пилипенко, Н.И. Довгоцько, С.И. Долгополов, А.Д. Николаев, В.А. Серенко, Н.В. Хоряк // *Космічна наука і технологія*. – 1999. – Т. 5, № 1. – С. 90 – 96.

12. Теоретическое определение динамических нагрузок (продольных виброускорений) на конструкцию жидкостной ракеты РС-20 на активном участке траектории ее полета / В.В. Пилипенко, Н.И. Довгоцько, А.Д. Николаев, С.И. Долгополов, Н.В. Хоряк, В.А. Серенко // *Техническая механика*. – 2000. – № 1. – С. 3 – 18.

Поступила в редакцию 16.04.2004

Рецензент: д-р техн. наук, проф. В. А. Задонцев, Международная научно-промышленная корпорации «ВЕСТА», Днепропетровск.