



УДК 624.21/8
ББК 39.112

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ТРАДИЦИОННЫХ И ИННОВАЦИОННЫХ ПОДХОДОВ К РАСЧЕТУ КОНСТРУКЦИЙ ГАСИТЕЛЕЙ АЭРОУПРУГИХ КОЛЕБАНИЙ

Наумова Галина Алексеевна

Доктор технических наук, профессор, заведующая кафедрой инноватики
Волгоградского государственного университета
ichtc@yandex.ru
ул. Богданова, 32, 400062 г. Волгоград, Российская Федерация

Пономаренко Светлана Александровна

Аспирант кафедры инноватики
Волгоградского государственного университета
ichtc@yandex.ru
ул. Богданова, 32, 400062 г. Волгоград, Российская Федерация

Аннотация. В статье приводится обзор современных подходов к расчету конструкций гасителей аэроупругих колебаний балочных неразрезных мостов. Представлены основные положения расчета параметров альтернативной конструкции гидродинамического гасителя мостовых колебаний.

Ключевые слова: аэродинамическая неустойчивость, аэроупругие колебания, балочный неразрезной мост, динамический гаситель, гидродинамический гаситель.

Одной из сторон многогранного «невидимого конфликта» между внешними нагрузками и мостами является аэродинамическая неустойчивость, под которой понимается явление возникновения аэроупругих колебаний конструкций сооружения от действия ветрового потока. Аэроупругие явления, как форма различных типов аэродинамической неустойчивости, в большей степени проявляются на большепролетных гибких сооружениях: висячих и вантовых мостах, трубопроводных переходах и, как неожиданно показала практика последних десятилетий, на балочных неразрезных мостах.

Процессы взаимодействия мостовых сооружений с ветровым потоком и проблемы обеспечения их аэродинамической устойчивости начали активно изучаться с середины XX века.

В России тема взаимодействия ветрового потока с различными телами получила развитие в начале XX века. Впервые вопросы аэродинамики строительных сооружений были рассмотрены в работах Н.А. Рынина [6], в которых на основе исследований моделей зданий и сооружений приводились их спектры обтекания, действующие аэродинамические силы, а также распределения ветрового давления по поверхности [7].

Значительный вклад в исследование физических основ взаимодействия сооружений с ветровым потоком внесли русские ученые К.А. Бункин и А.М. Черемухин.

Советским ученым Э.И. Реттером были разработаны технические условия для построения специальной аэродинамической трубы с приспособлениями для создания различной степени турбулентности потока.

В разные годы проблеме взаимодействия сооружений с ветровым потоком были посвящены работы Л.С. Гандина, Г.М. Фомина, М.Ф. Барштейна, А.С. Бернштейна, А.И. Цейтлина, Н.А. Попова, К.К. Федяевского, М.И. Казакевича, Л.Х. Девнина, Г.А. Савицкого, А.М. Луговцева, В.П. Мугалева, Е.В. Соловьевой, С.М. Горлина, Г.Е. Худякова, В.А. Самсонова, С.Я. Герценштейна, И.В. Некрасова, А.Е. Ордановича, В.Б. Курзина, А.И. Рябинина, М.С. Комарова, В.В. Назаренко, К.С. Стрелкова, М.А. Березина и других ученых [7].

Из зарубежных исследователей одними из первых экспериментальные работы по изучению обтекания моделей зданий проводили Ирмингер в 1891 г. и Стантон в 1903 году.

Многообразные аспекты моделирования взаимодействия ветра с различными телами изучал американский ученый Дж. Сермак. В 1963 г. в США под его руководством была построена одна из первых аэродинамических труб с длинной рабочей частью.

Из современных зарубежных исследований в области взаимодействия конструкций с ветровым потоком следует отметить работы А. Давенпорта, С. Скрутона, Д. Ханта, Э. Плэйта, Э. Симиу, Р. Блевинса, Х. Сакамото, П. Бирмана, Г. Рушевея [7].

Несмотря на большое количество теоретических и экспериментальных исследований в области аэродинамики мостов, тема взаимодействия мостовых сооружений с ветровым потоком остается не исчерпанной. В настоящее время продолжают регистрироваться случаи проявления аэродинамической неустойчивости как на уже построенных, так и находящихся в стадии строительства, мостах.

Наиболее известными примерами аэродинамической неустойчивости балочных неразрезных мостов являются: колебания моста Rio-Niteroi (Бразилия) (1980 г., 1997 г., 1998 г.), моста Trans-Tokyo Bay Highway (Япония) (1995 г.), виадука Tozaki (Япония) (1982 г.), моста Kansai International Airport Access (Япония) (1990-1991 гг.), Восточного моста «Большой Бельт» (Дания) (1993 г.), моста Oshima (Япония) (2000 г.), моста Central Japan International Airport Access (Япония) (2001 г.), Волгоградского моста (Россия) (2010 г.) [3].

Как показывает проведенный анализ литературных источников, для предотвращения аэроупругих колебаний и обеспечения безопасной эксплуатации мостового сооружения применяется динамический способ гашения колебаний. Конструктивно он связан с установкой пассивных адаптивных массовых демпферов. Расчет таких демпферов выполняется на основе использования механического аналога балки на двух опорах – пружинного маятника. К балке присоединяется дополнительная масса гасителя колебаний либо за счет упругой связи – динамический гаситель без затухания, либо за счет упругой связи и вязкого элемента – динамический гаситель с затуханием.

Согласно [1], в случае применения динамического гасителя без затухания, уравнения движения механической системы описываются выражением:

$$\left. \begin{aligned} M \ddot{x}_1 + Cx_1 - c(x_2 - x_1) &= P_0 \sin(\omega t) \\ m \ddot{x}_2 + c(x_2 - x_1) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Решение системы (1) представляется как:

$$x_1 = A \sin(\omega t); \quad x_2 = a \sin(\omega t), \quad (2)$$

где A – амплитуда вынужденных колебаний основной массы; a – амплитуда вынужденных колебаний массы гасителя;

Путем подстановки решений (2) в систему уравнений (1) находятся:

$$A = \frac{P_0(c - m\omega^2)}{(C + c - M\omega^2)(c - m\omega^2) - c^2}, \quad (3)$$

$$a = \frac{P_0 c}{(C + c - M\omega^2)(c - m\omega^2) - c^2}. \quad (4)$$

Как видно из выражения (3), при соблюдении условия

$$\omega = \omega_2 = \sqrt{c/m} \quad (5)$$

основная масса M оказывается неподвижной ($A = 0$), а перемещения гасителя

$$a = -P_0 / c. \quad (6)$$

Такое состояние системы называют антирезонансом. На этом явлении основан принцип работы динамического гасителя колебаний.

За счет присоединения гасителя рассматриваемая система имеет две собственные частоты, отличающиеся от собственных частот гасителя (5) и основной системы:

$$\Omega = \sqrt{C/M}, \quad (7)$$

где Ω – собственная частота основной системы.

Собственные частоты системы «основная конструкция-гаситель» определяются из уравнения:

$$(C + c - M\omega^2)(c - m^2) - c^2 = 0. \quad (8)$$

Все перечисленные частоты связаны соотношениями:

$$\omega_2 = \Omega; \quad \frac{\omega_{1,2}}{\omega_2} = \sqrt{1 + \frac{\mu}{2} \pm \sqrt{\mu + \mu^2/4}}, \quad (9)$$

где μ – отношение массы гасителя к массе основной конструкции, то есть $\mu = m/M$.

Существенным недостатком динамических гасителей колебаний без затухания является их работа на строго фиксированной частоте внешнего воздействия, что становится причиной неэффективных результатов их применения, ввиду разнообразия спектров возможных динамических воздействий.

Эта проблема частично разрешается при введении в систему гасителя вязкого элемента и построения динамического гасителя с затуханием [1].

В этом случае уравнения движения механической системы принимают вид:

$$\begin{aligned} M \ddot{x}_1 + h(x_1 - \dot{x}_2) + Cx_1 - c(x_2 - x_1) &= P_0 \sin(\omega t), \\ m \ddot{x}_2 + h(x_2 - \dot{x}_1) + c(x_2 - x_1) &= 0, \end{aligned} \quad (10)$$

где h – коэффициент вязкого трения.

Амплитуды колебаний основной массы M описываются выражением:

$$\left(\frac{A}{A_{cm}}\right)^2 = \frac{(c - m\omega^2)^2 + \omega^2 h^2}{[(C - M\omega^2)(c - m\omega^2) - m\omega^2 c^2] + \omega^2 h^2 (C - M\omega^2 - m\omega^2)^2}. \quad (11)$$

где A_{cm} – статический прогиб основной массы M , то есть балки в середине пролета.

Как видно из выражения (11) амплитуда колебаний основной системы определяется параметрами внешнего воздействия (P_0, ω), основной системы (M, C) и гасителя (m, c, h).

Универсальное соотношение между этими параметрами представляется как:

$$\left(\frac{A}{A_{cm}}\right)^2 = \frac{k^2 g^2 (g^2 - f^2)^2}{k^2 g^2 (g^2 - 1 + \mu g^2) + [\mu^2 g^2 - (g^2 - 1)(g^2 - f^2)]^2}, \quad (12)$$

$k = h / (m\Omega),$

где $\mu = m/M$ – отношение массы гасителя к массе основной конструкции; $f = \omega/\Omega$ – настройка гасителя; $g = \omega/\Omega$ – относительная частота возмущения; k – коэффициент, характеризующий затухание в гасителе.

За счет введения дополнительного вязкого элемента динамический гаситель может обеспечить эффективное гашение колебаний на некотором диапазоне частот, границы которого определяются параметрами m, c, h системы гасителя. Для расширения диапазона частот, в котором гаситель эффективен, иногда вводят элементы с нелинейными характеристиками: нелинейно упругие связи, предварительный натяг, зазоры, приводящие к возникновению ударов и др.

Для решения проблемы стабилизации и безопасной эксплуатации моста Rio-Niteroi было принято решение об установке системы, состоящей из множества синхронизированных динамических аттенуаторов (МСДА).

Динамическое поведение конструкции пролетных строений моста Rio-Niteroi с системой МСДА описывается дифференциальным уравнением [11]:

$$(T^T M_0 T + M_A) \ddot{X}_0 + (T^T C_0 T + C_A) \dot{X}_0 + (T^T K_0 T) X_0 = T^T F \quad (13)$$

или

$$M^* \ddot{X}_0 + C^* \dot{X}_0 + K^* X_0 = T^T F, \quad (14)$$

где F – вектор приложенной внешней динамической нагрузки.

Динамика результирующей системы со $(N + 1)$ степенями свободы описывается дифференциальными уравнениями второго порядка, которые представлены в символической форме:

$$m_B \ddot{y}_B + 2\zeta_B \omega_B \dot{y}_B + \omega_B^2 y_B - \sum_{i=1}^N (C_{Ai} \dot{V}_i + k_{Ai} V_i) = f_B \quad (15)$$

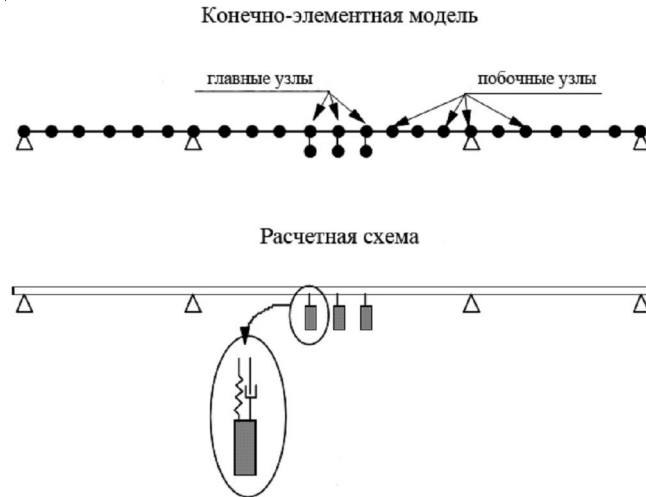


Рис. 1. Конечно-элементная модель конструкции центральных пролетов моста Rio-Niterói с установленной системы МСДА

$$m_{Ai} \ddot{V}_i + C_{Ai} \dot{V}_i + k_{Ai} V_i = -m_{Ai} \ddot{y}_B; i = 1, 2, \dots, N, \quad (16)$$

где m_A , C_A , k_A – соответственно масса, коэффициент демпфирования и жесткость системы МСДА; ω_B – круговая частота колебаний; m_B – модальная масса; ζ_B – декремент затухания; y_B – обобщенное перемещение; f_B – обобщенная ветровая нагрузка; $V(t)$ – вертикальное перемещение массы динамического аттенюатора.

Для исследования эффективности работы системы МСДА систему уравнений (15, 16) решают с помощью метода Рунге-Кутты.

Сопоставление контролируемых и неконтролируемых колебаний моста Rio-Niterói указывает, что применение системы МСДА позволяет снизить их амплитуду более чем в 2 раза. При этом длительность процесса гашения колебаний с момента включения аттенюаторов до полного исчезновения вибрации составляет около 200 секунд.

В работе [12] приводятся основные теоретические положения расчета пассивных адаптивных демпферов, установленных на мосту Trans-Tokyo Bay Highway для гашения колебаний по первой и второй форме колебаний.

На начальном этапе исследования аэродинамической устойчивости моста Trans-Tokyo Bay Highway были определены формы и частоты собственных колебаний конструкций пролетных строений моста (см. табл 1).

Для гашения колебаний по первой и второй форме внутри коробчатой балки пролетного строения моста было установлено

16 адаптивных массовых демпфера: 8 для предотвращения колебаний по первой форме и 8 – по второй форме. Для гашения колебаний по более высоким формам (больше трех) была признана эффективность аэродинамического способа. Для создания удобообтекаемой формы поперечного сечения пролетного строения к стойкам аварийных барьерных ограждений балки моста были смонтированы вертикальные пластины.

Для определения параметров демпферов использовалась модель с двумя степенями свободы (см. рис. 2)

На рис. 2, M , K и C – обозначения обобщенной массы, жесткости и демпфирования для моста, а m_T , k_T и c_T – для адаптивного массового демпфера. Настраиваемые массовые демпферы для первой и второй формы колебаний рассчитывались независимо друг от друга. Логарифмический декремент δ моста для первой и второй формы колебаний был определен, исходя из проведенных полевых динамических испытаний, и составил 0,027–0,044 для первой формы колебаний, 0,031–0,047 – для второй формы колебаний. На основании этих данных логарифмический декремент балки моста был принят равным 0,03 для обеих форм колебаний.

Для определения значений параметров адаптивного массового демпфера был проведен сложный спектральный анализ системы «мост-адаптивный массовый демпфер», при этом был использован ряд допущений:

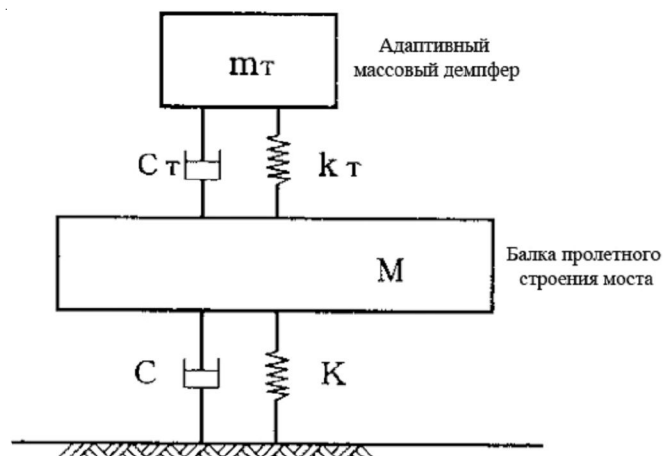


Рис. 2. Модель с двумя степенями свободы колебательной системы «балка – адаптивный массовый демпфер»

1. необходимое демпфирование (логарифмический декремент) системы «мост-адаптивный массовый демпфер» было принято равным 0,22 для первой и второй формы колебаний на основании как натуральных наблюдений, так и проведенных экспериментальных исследований модели моста в аэродинамической трубе;

2. изменение собственных частот колебаний для первой и второй формы колебаний в течение срока службы моста принимается равным $\pm 3\%$;

3. изменение массы моста допускается равным $\pm 10\%$;

Таблица 1

Вид форм колебаний (мод) моста Trans-Tokyo Bay Highway

Форма колебаний	Вид формы колебаний	Собственная частота, Гц
1		0,329
2		0,471
3		0,613
4		0,654
5		0,718
6		0,805
7		0,865
8		1,073
9		1,134

4. изменение отношения массы настраиваемого массового демпфера к массе моста принимается равным $\pm 15\%$;

5. максимальное перемещение настраиваемого массового демпфера ± 600 мм – для первой формы колебаний, и ± 800 мм – для второй формы колебаний;

6. максимальный логарифмический декремент затухания системы «мост-адаптивный массовый демпфер» достигается при равенстве собственной частоты колебаний демпфера и балки моста.

Для оценки эффективности использования адаптивных массовых демпферов производилось сравнение значений амплитуд колебаний пролетных строений моста до и после их установки. Было выяснено, что при отсутствии настраиваемых массовых демпферов амплитуда колебаний превышает значение 40 см, а после их установки величина амплитуды колебаний становится равной 5–6 см.

Для стабилизации и безопасной эксплуатации Волгоградского моста, в соответствии с рекомендациями [5], было принято решение об установке внутри конструкций пролетных строений мостового полотна пассивных адаптивных массовых демпферов на первые три формы колебаний.

Расчет адаптивных массовых демпферов производился в два этапа:

1. на первом этапе по результатам компьютерной продувки для каждой формы собственных колебаний была определена гармоническая возбуждающая сила, действующая с частотой первых трех форм собственных колебаний конструкций;

2. на втором этапе были определены характеристики демпферов.

В основу расчета возмущающих сил, действующих на конструкции пролетных строений Волгоградского моста, был заложен прин-

цип энергетического баланса. Многопролетная неразрезная конструкция Волгоградского моста рассматривалась как единый комплекс из совместно работающих элементов (пролетов). Возникновение колебаний в одном из пролетов вызывает колебания всей неразрезной конструкции моста. При этом энергия колебаний поглощается не только в элементе, на который непосредственно действует внешний возбудитель, но и во всех прочих колеблющихся элементах конструкции.

Для сохранения энергетического баланса в установившемся режиме колебаний должно выполняться условие равенства энергии, закачиваемой в систему внешним возбудителем и энергии, расходуемой в ней на преодоление сил неупругого сопротивления за один цикл колебаний.

Энергия, закачиваемая в систему за один цикл колебаний по k -ой форме в i -ом пролете, определялась выражением:

$$E_{pki} = \pi P_{0ki} A_{ki} = \pi P_{0ki} A_{\max k} U_{ki},$$

где P_{0ki} – амплитуда возбуждающей силы для k -ой формы в i -ом пролете; U_{ki} – экстремальное значение функции k -ой формы в i -ом пролете; $A_{ki} = A_{\max ki} U_{ki}$ – экстремальное перемещение в i -ом пролете для k -ой формы (см. табл. 3); $A_{\max k}$ – экстремальное перемещение всей балки для k -ой формы (табл. 2).

Энергия, рассеиваемая за счет конструкционного демпфирования с логарифмическим декрементом δ за один цикл в i -ом пролете, рассчитывалась как:

$$E_{\kappa ki} = 2\delta E_{n \max ki} = \delta K_{ki} A_{ki}^2 = \delta K_{ki} A_{\max k}^2 U_{ki}^2,$$

где K_{ki} – приведенная жесткость i -ого пролета для k -ой формы.

Таблица 2

Максимальная амплитуда резонансных перемещений пролетного строения

	Форма 1	Форма 2	Форма 3
COWI	280	295	272
ЦАГИ	191	148	117
Принятые к анализу: 1-ая форма – фактические, 2; 3-я – пропорционально результатам COWI	400	421	389

Таблица 3

Экстремальные значения функции формы колебаний (мод) в пролетах моста

Пролет	Форма 1	Форма 2	Форма 3
0-1	0,00501	0,0217	-0,0804
1-2	-0,0127	-0,0514	0,176
2-3	0,0765	0,276	-0,816
3-4	-0,182	-0,499	1
4-5	0,388	0,717	-0,603
5-6	-0,886	-0,908	-0,392
6-7	1	-0,177	0,554
7-8	-0,813	1	0,571
8-9	0,301	-0,522	-0,465
9-10	-0,0545	0,104	0,102

Таблица 4

Амплитуда возмущающей силы в пролетах моста (тс)

Пролет	Форма 1	Форма 2	Форма 3
0-1	0,005	0,037	-0,184
1-2	-0,013	-0,089	0,414
2-3	0,111	0,697	-2,791
3-4	-0,265	-1,260	3,421
4-5	0,565	1,811	-2,063
5-6	-1,578	-2,804	-1,640
6-7	1,982	-0,608	2,580
7-8	-1,465	3,125	2,417
8-9	0,438	-1,318	-1,591
9-10	-0,043	0,144	0,191

Логарифмический декремент затухания колебаний принимался постоянным для всех исследуемых форм колебаний, равным $\delta = 0.02$.

Из равенства энергий E_{pki} и E_{kki} определялось значение приведенной возбуждающей силы в i -ом пролете для k -ой формы:

$$P_{0ki} = d/p K_{ki} A_{ki} = d/p K_{ki} A_{\max k} U_{ki}$$

или

$$P_{0ki} = \delta/\pi M_{ki} \omega^2 A_{\max k} U_{ki}$$

где M_{ki} – приведенная масса i -ого пролета для k -ой формы, ω – круговая частота для k -ой формы колебаний.

При использовании данного подхода выполнялось условие энергетического баланса

как для каждого пролета в отдельности, так и для конструкции в целом.

Полученные значения амплитуды возбуждающей силы для k -ой формы в i -ом пролете приведены в таблице 4.

На втором этапе для определения характеристик демпфера использовались три критерия подбора (рис. 3) [13].

1. Выбор оптимальной частоты колебаний динамического гасителя.

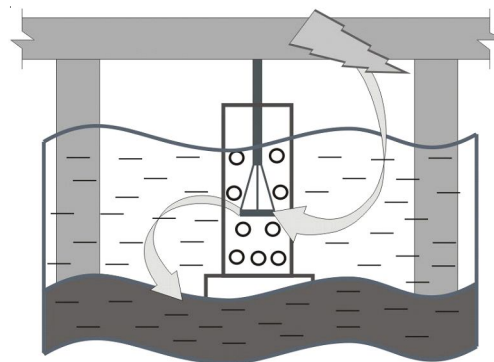
Для оптимальной работы динамического гасителя колебаний должно соблюдаться соотношение между частотами:

$$k_{opt} = f_D / f_H$$

где f_D – парциальная частота массы динамического гасителя; f_H – частота собственных колебаний основной системы; k_{opt} – коэффициент настройки.



Рис. 3. Три критерия подбора характеристик динамического гасителя



“Открытая система”

Рис. 4. Условная схема работы гидродинамического гасителя мостовых колебаний

Эти частоты должны быть определенным образом настроены. Величина оптимального отношения между частотами определяется неравенством:

$$k_{opt} = 1 / (1 + \mu) < 1.$$

2. Выбор оптимальной массы динамического гасителя.

Необходимо выбрать такое соотношение массы динамического гасителя к массе основной системы (μ), чтобы обеспечить более широкий диапазон частот, в котором гаситель эффективен. Из конструктивных и экономических соображений, как правило, значение μ выбирают равным не больше 0,1. При малых массах гасителя $\mu \leq 0,025$ его эффективность уменьшается.

3. Выбор параметра оптимального затухания демпфера.

Для эффективной работы динамического гасителя при выборе параметра оптимального затухания демпфера должно соблюдаться условие:

$$\xi_{D,opt} = \sqrt{\frac{3\mu}{8(1+\mu)^3}}.$$

Динамические гасители колебаний позволяют стабилизировать конструкцию либо только на какой-то фиксированной частоте внешнего воздействия, либо в некотором ограниченном диапазоне частот. При этом на каждую форму колебаний конструкции необходимо устанавливать отдельный динамический гаситель, что приводит к малоэффективным результатам решения проблемы динамической устойчивости мостовых конструкций, колебания которых продолжают проявляться и после установки подобных систем гашения.

В альтернативе к динамическим гасителям колебаний в работах авторов данной статьи [2; 4] был рассмотрен вариант гидродинамического гасителя [8; 9]. В основу работы гидродинамического гасителя колебаний заложен принцип построения открытой энергетической системы (см. рис. 4): полная энергия колебаний мостового пролета через устройство гидродинамического гасителя, связывающего мост с водным массивом, передается водной среде, где полностью рассеивается. Гидродинамический гаситель колебаний

Исходные данные

Параметры моста	Значение
Общая длина моста L , м	1 213,4
Общее число пролетов N	10
Максимальная длина пролета l , м	155
Число максимальных пролетов длиной 155 м n	3
Масса трех максимальных пролетов m , кг	$6\,644 \cdot 10^3$
Частота колебаний ν , Гц	0,4098
Период колебаний T , с	2,44
Амплитуда колебаний A , м	0,4
Логарифмический декремент затухания колебаний δ	0,02

связан не только с основной конструкцией, как в случае с динамическим гасителем колебаний, но и с внешней средой – водным массивом. Таким образом, колебательная система представляет собой связку элементов: «основная конструкция – гидродинамический гаситель – внешняя среда».

Основным рабочим элементом конструкции гидродинамического гасителя колебаний является плита поршня, которая непосредственно находится в водной среде. В случае возникновения колебаний движение мостового пролета передается на плиту поршня гасителя через трубчатый тяговый элемент – стойку гасителя, связанную с плитой через шарнир посредством металлических тяг. Плита, повторяя гармонические колебания мостового пролета, передает энергию колебательного движения водной среде, где и происходит ее полное рассеивание.

Принципиальным моментом при разработке технологической части конструкции гидродинамического гасителя является определение площади плиты поршня гасителя, которая необходима для полного гашения колебаний пролетных строений балочного неразрезного моста.

Исходные данные представлены в таблице 5.

При расчете были приняты следующие допущения:

1. конструкция моста рассматривалась как генератор колебаний, преобразующий энергию ветра в энергию собственных колебаний сооружения;

2. за источник колебаний принимались три максимальных пролета длиной по $l = 155$ м;

3. остальные пролеты рассматривались как условия для распространения колебаний.

Величина площади плиты поршня гасителя определялась, исходя из значений величины мощности накачки N_m , которая потребовалась на раскочку трех максимальных пролетов, и величины среднего значения удельной мощности водного потока, повторяющего гармонические колебания мостового пролета $N_{\text{ср.у.в.}}$.

При сопоставлении данных значений величина площади плиты поршня гасителя определится как:

$$S_d = k_{\phi} N_m / N_{\text{ср.у.в.}}$$

где k_{ϕ} – коэффициент влияния формы демпфера на силу гидродинамического сопротивления $k_{\phi} = 1,11$ [2].

В первом приближении для успокоения Волгоградского моста достаточно единичного демпфера с минимальной рабочей площадью плиты поршня $S_d = 4,7 \text{ м}^2$, что составляет ничтожную долю от размеров всего моста.

Представленные расчеты подтверждают существование вполне реальной возможности построения гасителя колебаний мостовых пролетов на основе энергетического принципа, при котором в качестве поглотителя энергии используется естественный водный массив.

Гидродинамический гаситель мостовых колебаний проявляет как техническую, так и экономическую эффективность в решении проблемы аэродинамической неустойчивости балочных неразрезных мостов. За счет использования в качестве поглотителя энергии

естественного водного массива удается существенным образом уменьшить затраты на его устройство. Установка гидродинамического гасителя колебаний, в отличие от динамических демпферов, не требует дополнительного усиления конструкций пролетных строений.

Альтернативный гидродинамический гаситель мостовых колебаний может составить уверенную конкуренцию уже существующим традиционным способам гашения мостовых колебаний.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Загора, А. Л. Гашение колебаний мостовых конструкций / А. Л. Загора, М. И. Казакевич ; под ред. Н. Г. Бондаря. – М. : Транспорт, 1983. – 134 с.
2. Наумова Г. А. Гидродинамический способ гашения колебаний мостовых пролетов / Г. А. Наумова, С. А. Пономаренко // Вестник гражданских инженеров. – 2012. – № 6 (35). – С. 51–59.
3. Наумова, Г. А. Решения проблемы аэродинамической неустойчивости балочных неразрезных мостов // Г. А. Наумова, С. А. Пономаренко / Дорожная держава. – 2013. – № 50. – С. 22–26.
4. Пономаренко, С. А. Гидродинамический гаситель мостовых колебаний / Г. А. Наумова, В. В. Саманов, С. А. Пономаренко // Вестник Волгоградского государственного университета. Серия 10, Инновационная деятельность. – 2012. – Вып. 7. – С. 93–98.
5. Разработка проектной документации на капитальный ремонт первого пускового комплекса первой очереди мостового перехода через р. Волга в г. Волгограде. — М. : ОАО «Гипрогрансмот», 2011. – 688 с.
6. Рынин, Н. А. К вопросу о давлении ветра на здания / Н. А. Рынин. – СПб., 1913. – 22 с.
7. Саленко, С. Д. Нестационарная аэродинамика плохообтекаемых многобалочных конструкций: дис. ... д-ра техн. наук : 01.02.05 / С. Д. Саленко. – Новосибирск, 2005. – 332 с.
8. Устройство гидродинамического гасителя колебаний мостового пролета : пат. 2475586 Российская Федерация : МПК E01D 19/00 В. В. Саманов, С. А. Пономаренко, Г. А. Наумова ; заявитель и патентообладатель Г. А. Наумова. – № 2011132423/03 ; заяв. 29.07.2011 ; опубл. 20.02.2013, Бюл. №5. – 5 с.
9. Устройство гидродинамического гасителя колебаний мостового пролета : п.м. 111146 Российская Федерация : МПК E01D 19/02 / В. В. Саманов, С. А. Пономаренко, Г. А. Наумова ; заявитель и патентообладатель Г. А. Наумова. – № 2011132505/03 ; заяв. 02.08.2011 ; опубл. 10.12.2011, Бюл. № 34.
10. Bakhracheva J. Fracture toughness prediction by means of indentation test_ // International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. – 2013. – Т. 9. – № 3. – С. 21–24.
11. Battista, R. C. Multiple Synchronized Dynamic At-tenuators of Wind-induced Oscillations of Rio-Niteroi Bridge / R. C. Battista // Society of Experimental Mechanics. – Mode of access: <http://sem-proceedings.com/23i/sem.org-IMAC-XXIII-Conf-s08p02-Multiple-Synchronized-Dynamic-Attenuators-Wind-induced-Oscillations.pdf>.
12. Fujino, Y Wind-Induced Vibration and Control of Trans-Tokyo Bay Crossing Bridge / Y. Fujino, Y. Yoshida // J. Struct. Eng. – 2002. – Vol. 128(8). – P. 1012–1025.
13. MAURER. Динамические гасители. Техническая информация и типы устройств. – Mode of access: http://www.maurer-soehne.ru/files/bauwerkschutssysteme/pdf/en/brochure/TMD_RU.pdf.

COMPARATIVE ANALYSIS OF TRADITIONAL AND INNOVATIVE
APPROACHES TO THE DESIGN CALCULATIONS DAMPERS
OF AEROELASTIC VIBRATIONS

Naumova Galina Alekseevna

Doctor of Engineering Science, Professor, Head of Department "Innovation Theory",
Volgograd State University
ichtc@yandex.ru
Bogdanova St., 32, 400062 Volgograd, Russian Federation

Ponomarenko Svetlana Aleksandrovna

Post-graduate student, Department "Innovation Theory"
Volgograd State University
ichtc@yandex.ru
Bogdanova St., 32, 400062 Volgograd, Russian Federation

Abstract. In the article an overview of current approaches to the calculation of structures dampers aeroelastic vibrations of continuous girder bridges is considered. The design fundamentals of alternative structures' parameters of hydrodynamic damper bridge oscillations are presented.

Key words: aerodynamic instability, aeroelastic vibrations, girder continuous bridge, dynamic damper, hydrodynamic damper.