

УДК 681.513.62:678.067  
EDN: NWXNEG

Б.А. Ярцев<sup>ID</sup>, Я.М. Любомиров  
ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

## АДАПТИВНЫЕ КОМПОЗИТНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

**Объект и цель научной работы.** Объектом исследования являются адаптивные композитные конструкции: композитное крыло, элементы оперения подводных технических средств, судовой движитель с композитными лопастями. Цель работы – обзор разработанных специалистами Крыловского государственного научного центра композитных конструкций, реализующих эффект изгибно-крутильной связанности колебаний.

**Материалы и методы.** Математическое моделирование параметров динамического отклика взаимодействующих с водно-воздушной средой деформируемых композитных крыльевых конструкций, основанное на использовании различных стратегий численного решения связанных задач аэрогидроупругости.

**Основные результаты.** Продемонстрирована возможность управления величинами критических скоростей дивергенции и флаттера за счет изменения ориентации армирования обшивок крыла, стабилизатора и пера руля. Показано, что рациональная ориентация армирования обшивок крыла, стабилизатора и пера руля помимо минимизации уровня изгибно-крутильной связанности колебаний обеспечивает максимальный запас прочности конструкции при действии расчетных нагрузок. Выявлена возможность значительного расширения частотного диапазона пониженной мощности виброскоростей судовой движителя за счет применения неоднородных по толщине моноклинных композитных лопастей, содержащих в своем составе слой вязкоупругого материала.

**Заключение.** Полученные результаты свидетельствуют о том, что математическое моделирование параметров динамического отклика взаимодействующих с водно-воздушной средой деформируемых композитных крыльевых систем следует рассматривать как важнейший инструмент создания адаптивных конструкций.

**Ключевые слова:** моделирование, аэрогидроупругость, композит, крыло, элементы оперения, судовой движитель.  
*Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.*

UDC 681.513.62:678.067  
EDN: NWXNEG

В.А. Yartsev<sup>ID</sup>, Ya.M. Lyubomirov  
Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

## ADAPTIVE COMPOSITE STRUCTURES

**Object and purpose of research.** This paper discusses adaptive composite structures, e.g. composite wing, fins of subsea assets, marine propeller with composite blades. The purpose of the study was to review the scope of composite structures developed by Krylov State Research Centre and featuring bend-twist coupling properties.

**Materials and methods.** Mathematical simulation of dynamic response for deformable composite wings interacting with air or water based on various strategies for numerical solution of coupled aerohydroelasticity problems.

**Main results.** The paper demonstrates that critical speeds of divergence and flutter can be controlled through the changes in the stacking sequence of wing, stabilizer and rudder blade. It is shown that optimal stacking sequence for these structures not only mitigates their bend-twist coupling but also offers the maximum strength margin under design loads. It shows that monoclinic composite blades non-uniform by thickness and containing a viscoelastic layer can reduce propeller vibrations in significantly wider frequency band.

**Conclusion.** The result of this research show that mathematical simulation of dynamic response for deformable composite wings interacting with air or water must be regarded as a key tool in development of adaptive structures.

**Keywords:** simulation, aerohydroelasticity, composite, wing, fin elements, marine propeller.  
*The authors declare no conflicts of interest.*

*Для цитирования:* Ярцев Б.А., Любомиров Я.М. Адаптивные композитные конструкции. Труды Крыловского государственного научного центра. 2024; 3(409): 71–82.

*For citations:* Yartsev B.A., Lyubomirov Ya.M. Adaptive composite structures. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2024; 3(409): 71–82 (in Russian).

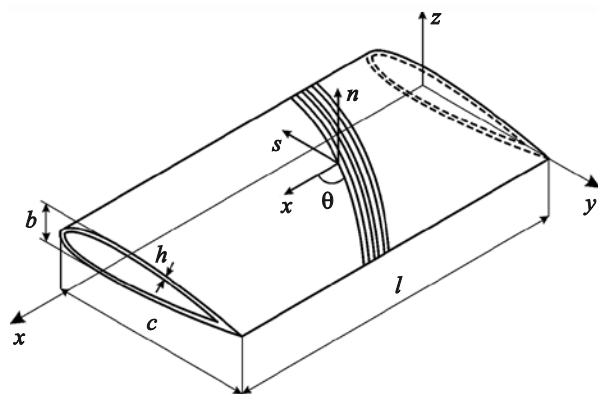
## Введение

### Introduction

Адаптивные конструкции обладают качеством системы при взаимодействии с внешней воздушной/водной средой. Свойственная моноклинным композитным структурам связанность нормальных и сдвиговых деформаций и напряжений представляет собой пассивную обратную связь, позволяющую управлять аэрогидроупругим деформированием крыльев летательных аппаратов, лопастей пропеллеров самолетов и вертолетов, роторов ветровой и приливной турбин, судовых гребных винтов.

Управляемое деформирование в свою очередь порождает управляемое изменение аэродинамических сил, действующих на упругую конструкцию при ее движении в воздухе/воде. Следовательно, математическое моделирование аэрогидроупругости должно основываться на совместном решении двух связанных систем уравнений, описывающих аэродинамику и упругое деформирование конструкции в каждый момент времени.

Моделирование аэрогидроупругого взаимодействия рассматриваемых адаптивных композитных конструкций с набегающим потоком газа/жидкости выполнялось в программном комплексе Ansys. Аэродинамика турбулентного течения описывалась нестационарными осредненными по Рейнольдсу уравнениями Навье – Стокса (URANS), замыкаемыми с помощью SST-модели Ментера [1]. Распределения давлений по поверхностям конструкций, полученные в модуле Ansys Fluent на текущем временном шаге решения аэродинамической задачи, импортировались в модуль Ansys Mechanical для определения полей перемещений, деформаций и напряжений.



**Рис. 1.** Композитное крыло  
**Fig. 1.** Composite wing

Деформированная геометрия конструкции передавалась обратно в модуль Ansys Fluent для решения аэродинамической задачи на следующем временном шаге и очередного уточнения напряженно-деформированного состояния в модуле Ansys Mechanical. На каждом временном шаге вслед за изменением геометрии конструкции в модуле Ansys Fluent в расчетных областях газа/жидкости выполнялась операция деформирования сетки. Структура слоистого композита моделировалась в модуле Ansys Composite PrePost.

## 1. Композитное крыло

### 1. Composite wing

В настоящее время аэроупругая реакция изотропного крыла детально изучена [2–8]. Проблема статической и динамической устойчивости композитного крыла, эксплуатируемого в набегающем потоке газа, более многогранна, т.к. для множества конструкций равной геометрии и массы, но различной ориентации армирования обшивки критические скорости флаттера и дивергенции будут различны [9, 10].

Для демонстрации сказанного рассмотрим крыло (рис. 1), обшивка которого образована 6 слоями углепластика Ст-11043//DION FR 9300 ( $l = 1,2$  м;  $c = 0,345$  м;  $b = 0,01$  м;  $h = 1,2 \times 10^{-3}$  м). Структура армирования обшивки:  $[90^\circ/\theta_2]_s$ ,  $\theta \in [-90^\circ, 90^\circ]$ . Внутренняя полость крыла заполнена легковесной изотропной пеной. Начальный угол атаки крыла  $\alpha_0 = 0^\circ$ .

В процессе проведения численных исследований определялись зависимости собственных частот связанных  $f_i = f_i(\theta)$  и парциальных  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$  колебаний, критических скоростей флаттера  $V_{fl} = V_{fl}(\theta)$  и дивергенции  $V_{div} = V_{div}(\theta)$ , частот флаттера  $f_{fl} = f_{fl}(\theta)$  и установившихся автоколебаний  $f_{so} = f_{so}(\theta)$  от угла ориентации армирования  $\theta$ . Величины парциальных собственных частот определялись по «свободному» модулю упругости  $E_x = E_x(\theta)$  и «свободному» модулю межслойного сдвига  $G_{xn} = G_{xn}(\theta)$ , в то время как «свободный» модуль сдвига в плоскости армирования  $G_{xs} = G_{xs}(\theta)$  заменялся «чистым» модулем сдвига в плоскости армирования  $\bar{G}_{xs} = \bar{G}_{xs}(\theta) = G_{xs}(\theta)/[1 - \mu_{x,y}(\theta) \cdot \mu_{y,x}(\theta)]$ . Здесь  $\mu_{x,y}(\theta)$ ,  $\mu_{y,x}(\theta)$  – коэффициенты взаимного влияния первого и второго рода [11, 12].

В качестве критерия достижения критической скорости флаттера принималось условие поддержания изгибно-крутильных колебаний крыла с возрастающей амплитудой по завершении переходного процесса. Величина критической скорости дивер-

генции находилась путем определения скорости потока, вызывающей лавинообразное приращение угла атаки свободного конца крыла.

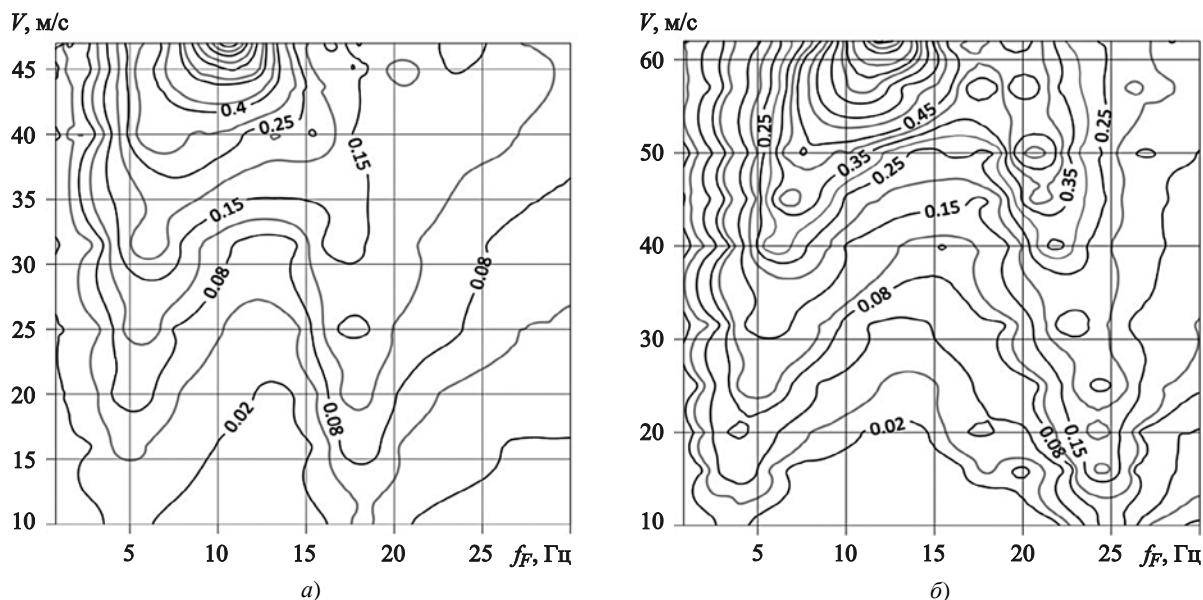
Помимо численных исследований выполнялись и экспериментальные, для проведения которых были изготовлены две опытные конструкции крыла с обшивками структур армирования  $[90^\circ/0_2^\circ]_S$  и  $[90^\circ/-20^\circ_2]_S$  из углепластика Ст-11043//DION FR 9300. Полная длина опытных конструкций крыла составляла величину  $l_{\max} = l + l_0 = 1,6$  м. Длина части крыла, находящейся в рабочей зоне аэродинамической трубы,  $l = 1,2$  м, а участок длиной  $l_0 = 0,4$  м использовался для организации жесткого заземления. Габариты рабочей зоны аэродинамической трубы соответствовали аэродинамической расчетной модели.

На свободном конце каждого крыла размещались два акселерометра для измерения спектров виброускорений. Информация, регистрируемая акселерометрами, по кабелям, проложенным внутри крыла, поступала на измерительный комплекс. Экспериментальные величины критических скоростей флаттера измерялись в малотурбулентной малощумной аэродинамической трубе. До проведения испытаний в аэродинамической трубе находились собственные частоты и собственные формы трех низших тонов колебаний каждой опытной конструкции крыла.

Скорость набегающего потока увеличивалась пошагово с шагом  $\Delta V = 1$  м/с в диапазоне  $V \in [10, 62]$  м/с и фиксировалась манометром, соединенным с трубкой Пито – Праудтля. По достижении каждого уровня скорости записывались показания акселерометров и выполнялась видеofиксация движения крыла. Экспериментально измеренные спектры виброускорений опытных конструкций крыла, зависящие от скорости набегающего потока  $V$  и спектральной частоты  $f_F$ , образуют поверхность в трехмерном пространстве, изображенные изолиниями на рис. 2.

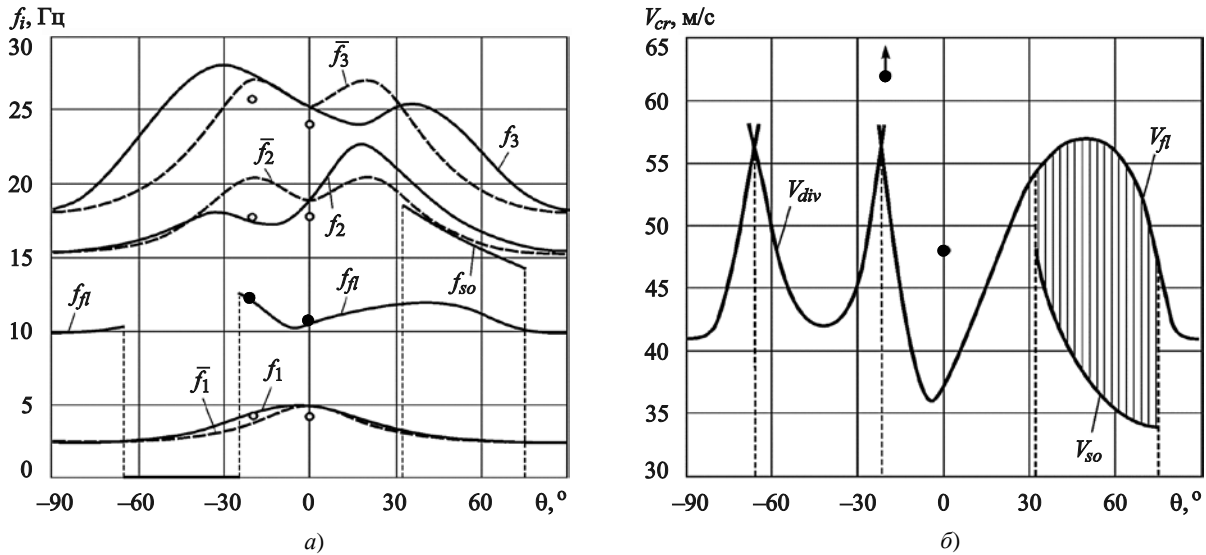
Сопоставление результатов численных исследований (сплошные и пунктирные линии) и эксперимента (черные и прозрачные точки) представлено на рис. 3 в виде графиков функций  $f_i = f_i(\theta)$  и  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$ ,  $V_{fl} = V_{fl}(\theta)$  и  $V_{div} = V_{div}(\theta)$ ,  $f_{fl} = f_{fl}(\theta)$  и  $f_{so} = f_{so}(\theta)$ .

Показателем повышения или понижения уровня инерционной изгибно-крутильной связанности взаимодействующих мод колебаний является взаимное расположение графических зависимостей связанных  $f_i = f_i(\theta)$  и парциальных  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$  собственных частот при изменении угла  $\theta$ . Если на отрезке  $[\theta_m, \theta_n]$  ( $m < n$ ) для пары связанных частот  $f_i(\theta)$ ,  $f_{i+1}(\theta)$  ( $f_i(\theta) < f_{i+1}(\theta)$ ) выполняются неравенства  $f_i(\theta) \geq \bar{f}_i(\theta)$  и  $f_{i+1}(\theta) \leq \bar{f}_{i+1}(\theta)$  ( $\bar{f}_i(\theta) < \bar{f}_{i+1}(\theta)$ ), то инерционная изгибно-крутильная связанность  $i$ -й



**Рис. 2.** Экспериментально измеренные спектры виброускорений опытных конструкций крыла: а) структуры армирования  $[90^\circ/0_2^\circ]_S$ ; б) структуры армирования  $[90^\circ/-20^\circ_2]_S$

**Fig. 2.** Measurement results for vibroacceleration spectra on wing specimens: а) stacking sequence  $[90^\circ/0_2^\circ]_S$ ; б) stacking sequence  $[90^\circ/-20^\circ_2]_S$



**Рис. 3.** Зависимости а) связанных и парциальных собственных частот, частот флаттера и автоколебаний; б) критической скорости флаттера/дивергенции от ориентации армирования крыла

**Fig. 3.** Plots of a) coupled and partial natural frequencies, flutter frequencies, self-vibration frequencies and b) critical flutter/divergence speed as functions of wing stacking sequence

и  $(i+1)$ -й мод колебаний крыла понижается. Если на отрезке  $[\theta_m, \theta_n]$  для пары связанных частот справедливы неравенства  $f_i(\theta) \leq \bar{f}_i(\theta)$  и  $f_{i+1}(\theta) \geq \bar{f}_{i+1}(\theta)$ , то инерционная изгибно-крутильная связанность  $i$ -й и  $(i+1)$ -й мод колебаний крыла возрастает [11, 12].

Судя по приведенным на рис. 2 и 3 данным, увеличение скорости  $V$  сопровождается сближением частот связанных мод колебаний и увеличением виброускорений, достигающих максимума при  $V = V_{fl}$ , что подтверждается трансформацией их спектров (рис. 2). Характер изменения функций  $V_{fl} = V_{fl}(\theta)$  и  $V_{div} = V_{div}(\theta)$ , согласующийся с изменениями функций  $f_i = f_i(\theta)$  и  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$ , демонстрирует влияние ориентации армирования на изгибно-крутильную связанность мод колебаний крыла и, следовательно, на значения критических скоростей флаттера/дивергенции (рис. 3).

Так, вследствие изгибно-крутильной связанности первой и второй мод колебаний опытной конструкции крыла структуры армирования  $[90^\circ/0_2^\circ]_S$  критическая скорость и частота флаттера составили величины  $V_{fl} = 48$  м/с и  $f_{fl} = 11$  Гц соответственно. При  $V = V_{fl} = 48$  м/с экспериментально зафиксировано стремительное нарастание амплитуд изгибно-крутильных колебаний, приводящих к разрушению крыла. Снижение изгибно-крутильной связанности первой и второй мод колебаний опытной конструкции крыла структуры армирования  $[90^\circ/-20_2^\circ]_S$  не позволило в эксперименте достигнуть критиче-

ской скорости флаттера во всем рабочем диапазоне скоростей аэродинамической трубы.

Взаимное расположение приведенных на рис. 3а графиков функций  $f_i = f_i(\theta)$  и  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$  свидетельствует о том, что на отрезке  $\theta \in [-42^\circ, -5^\circ]$  происходит уменьшение связанности первой и второй мод колебаний, а при  $\theta \in [0^\circ, 33^\circ]$  снижается связанность второй и третьей мод колебаний. Снижение изгибно-крутильной связанности первой и второй мод колебаний на отрезке  $\theta \in [-42^\circ, -5^\circ]$  сопровождается повышением критической скорости флаттера  $V_{fl}$  (рис. 3б). При  $\theta \in [-65^\circ, -22^\circ]$  динамическая форма потери устойчивости меняется на статическую форму потери устойчивости, т.к.  $V_{div} < V_{fl}$ , а на отрезке  $\theta \in [-90^\circ, -65^\circ]$  вследствие уменьшения продольной жесткости крыла вновь справедливо неравенство  $V_{div} > V_{fl}$ .

На отрезке  $\theta \in [0^\circ, 90^\circ]$  возможен только флаттер крыла, зависимость критической скорости которого от ориентации армированных слоев обшивки  $V_{fl} = V_{fl}(\theta)$  приведена на рис. 3б. Снижение связанности второй и третьей мод изгибно-крутильных колебаний крыла при  $\theta \in [0^\circ, 33^\circ]$  влечет за собой их трансформацию во вторую квазиизгибную и первую квазикрутильную моды соответственно. Первая мода колебаний остается изгибно-крутильной. В результате снижения изгибно-крутильной связанности второй и третьей мод колебаний на отрезке  $\theta \in [33^\circ, 75^\circ]$  при скоростях набегающего потока

воздуха  $V < V_{fl}$  возникает область установившихся автоколебаний крыла по второй квазиизгибной форме с постоянной амплитудой и частотой  $f_{so}(\theta) \approx \bar{f}_2(\theta)$ . На рис. 3б эта область, ограниченная функциями  $V_{fl} = V_{fl}(\theta)$  и  $V_{so} = V_{so}(\theta)$ , отмечена вертикальной штриховкой. При  $\theta > 75^\circ$  реализуется только флаттер.

Таким образом, выполненные численные и экспериментальные исследования подтвердили возможность управления изгибно-крутильной связанностью и, следовательно, величинами критических скоростей флаттера и дивергенции композитного крыла за счет рациональной ориентации армированных слоев обшивки.

## 2. Элементы оперения подводных технических средств

### 2. Fin elements of subsea assets

К крыльям, эксплуатируемым в набегающем потоке жидкости, относятся элементы оперения подводных технических средств: стабилизатор и перо руля. Стабилизатор и перо руля представляют собой закрытые или частично закрытые конструкции сложной формы с продольным и поперечным набором, связанным между собой и соединяющим противоположные внутренние поверхности обшивки [13, 14]. Совместность работы обшивки с набором обеспечивается клеевым соединением. Особенностью обшивок стабилизатора и пера руля является их трехслойная структура. Наружные слои обшивки изготовлены из стеклопластика 64009 / DION FR 9300 ( $h_1 = h_3 = h$ , где  $h$  – толщина наружного слоя), а средний слой – из однонаправленного углепластика Ст-11043 / DION FR 9300 ( $h_2 = 2h$ ).

Для предотвращения низкоскоростного флаттера элементов оперения ориентация однонаправленного углепластика относительно продольной оси конструкции определялась из условия минимизации изгибно-крутильной связанности. Оценка уровня изгибно-крутильной связанности мод колебаний стабилизатора/пера руля выполнялась путем анализа взаимного расположения графиков функций  $f_i = f_i(\theta)$ , где  $\theta$  – угол ориентации однонаправленного углепластика относительно оси конструкции. Поэтому процесс выбора рациональных структур армирования обшивок опирался на расчет собственных частот.

В качестве примера на рис. 4 представлены графики функций  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$  и  $\bar{f}_{0i} = \text{const}$  ( $i = 1, 4$ ) для

композитного стабилизатора и металлического стабилизатора-прототипа соответственно. Здесь  $\bar{f}_i = f_i/f_{0i}$ ,  $\bar{f}_{0i} = f_{0i}/f_{01}$  – нормированные собственные частоты. Идентификация мод колебаний, производившаяся по виду собственных форм, позволила установить, что первый и третий тона колебаний стабилизатора-прототипа являются изгибно-крутильными, второй – изгибные в плоскости конструкции, а колебания четвертого тона – продольные.

Характер изменения функций, приведенных на рис. 4, указывает на то, что минимальная изгибно-крутильная связанность первого и третьего тонов колебаний композитного стабилизатора реализуется при угле ориентации армирующих волокон однонаправленного углепластика  $\theta \approx -20^\circ$ , поскольку в этом случае ординаты функций  $\bar{f}_1 = \bar{f}_1(\theta)$  и  $\bar{f}_3 = \bar{f}_3(\theta)$  наиболее близки.

Помимо исследования собственных колебаний композитного стабилизатора выполнялись исследования его прочности, результаты которых приведены на рис. 5. Здесь представлены графики зависимостей значений коэффициентов безопасности по напряжениям  $K_i$  в среднем слое обшивки стабилизатора от угла ориентации однонаправленного углепластика ( $i = 1$  – инверсионный критерий Цая – Ву,  $i = 2$  – критерий Цая – Ву,  $i = 3$  – критерий максимальных напряжений).

Сопоставление графиков функций  $K_i = K_i(\theta)$  показывает, что на отрезке  $\theta \in [-30^\circ, 0^\circ]$  все критерии приводят к близким результатам. Наибольший

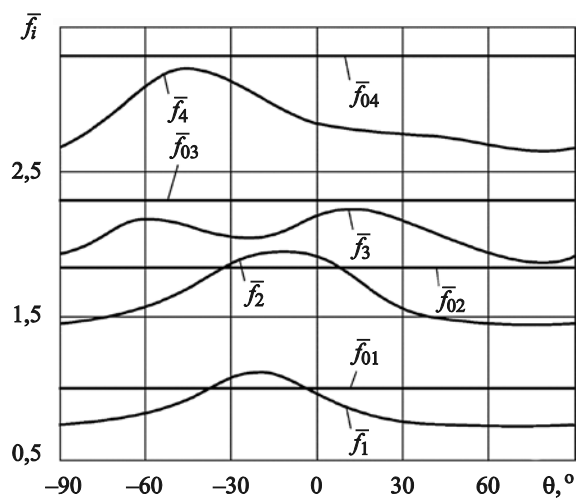
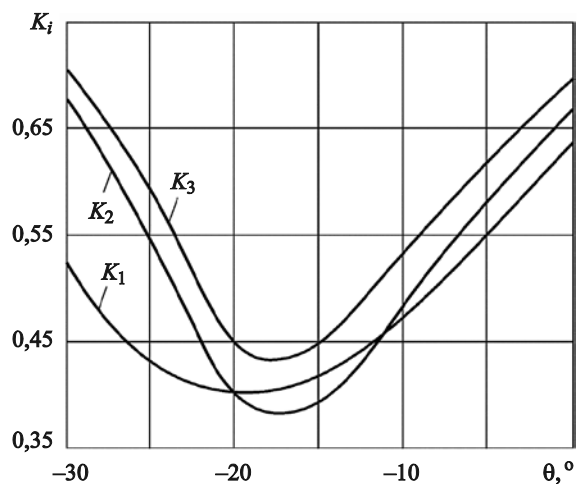


Рис. 4. Зависимости нормированных собственных частот стабилизатора от ориентации однонаправленного углепластика

Fig. 4. Non-dimensional natural frequencies of stabilizer versus stacking sequence of unidirectional CRP



**Рис. 5.** Зависимости коэффициентов безопасности по напряжениям в среднем слое обшивки стабилизатора от ориентации однонаправленного углепластика

**Fig. 5.** Stress safety margins in the middle stabilizer layer versus stacking sequence of unidirectional CRP

запас прочности композитного стабилизатора обеспечивается ориентацией однонаправленного углепластика среднего слоя трехслойной обшивки в диапазоне углов  $\theta \in [-20^\circ, -15^\circ]$ . Следовательно, принятая ориентация армирования среднего слоя помимо минимизации изгибно-крутильной связанности колебаний композитного стабилизатора обеспечивает максимальный запас его прочности при действии расчетных нагрузок.

По результатам численных исследований разработаны и изготовлены опытные натурные кон-

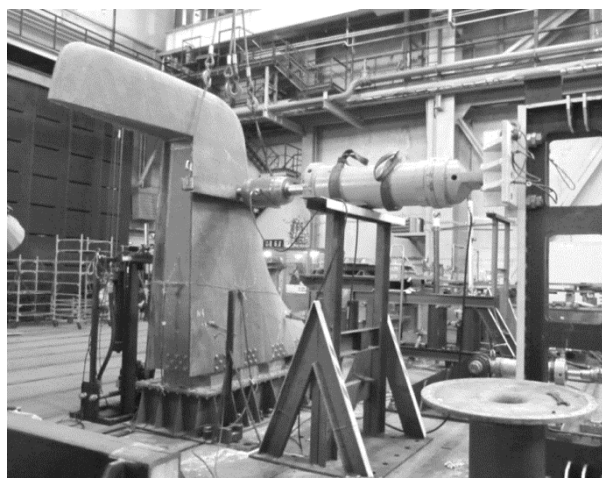
струкции композитного стабилизатора и композитного пера руля. Масса композитного стабилизатора  $M_{\text{comp}} \approx 0,5M_0$ , масса композитного пера руля  $M_{\text{comp}} \approx 0,7M_0$ , где  $M_0$  – масса конструкций-прототипов. Выполненные статические и вибрационные испытания опытных натурных конструкций подтвердили достоверность результатов расчета напряженно-деформированного состояния и прочности, собственных частот и собственных форм колебаний композитного стабилизатора и композитного пера руля (рис. 6).

### 3. Судовой движитель с композитными лопастями

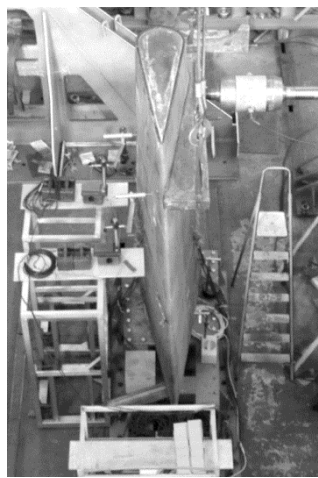
#### 3. Marine propeller with composite blades

В настоящее время подавляющее большинство судовых движителей (гребных винтов, рабочих колес водометных движителей) для отечественных и зарубежных кораблей и судов изготавливается из бронзовых сплавов. К достоинствам этих сплавов следует отнести коррозионную стойкость и высокий предел текучести.

Однако наряду с отмеченными достоинствами существует и множество проблем, порождаемых свойствами бронзового сплава: высокая стоимость механической обработки; предрасположенность к усталостному разрушению; недостаточный уровень вибропоглощения, что влечет за собой повышение уровня подводного шума, вызываемого работой движителя. Этот шум является определяющим во всей спектральной полосе частот шумности корабля в целом. В результате высокой степени гидродинамической отработки формы лопастей современ-



a)



b)

**Рис. 6.** Испытания опытных натурных конструкций: а) стабилизатор; б) перо руля

**Fig. 6.** Experiments on full-scale specimens: a) stabilizer; b) rudder blade

ных двигателей традиционные методы снижения подводного шума гребных винтов практически себя исчерпали. Поэтому приоритетными направлениями по дальнейшему снижению шумоизлучения двигателей являются поиск новых материалов и разработка специальных конструкций лопастей и элементов двигателя [15].

Первые композитные гребные винты с лопастями из стеклопластика были разработаны и апробированы в СССР в 1960-х гг. [16]. При соизмеримом расходе топлива, потребляемой мощности и сроке эксплуатации судов с бронзовыми и композитными гребными винтами последние показали значительное снижение уровней вибрации (до 25 %). В качестве недостатков композитных гребных винтов отмечались большие перемещения кромки лопасти и низкое сопротивление ударному воздействию. Зарубежные авторы, проводившие такие же исследования, пришли к аналогичным выводам [17]. Следствием этих недостатков стало снижение интереса к созданию композитных винтов с лопастями из стеклопластика.

Возрождение интереса к судовым двигателям с композитными лопастями связано с появлением углепластика и освоением промышленностью новых технологий изготовления. Целесообразность использования моноклинных лопастей из углепластика обусловлена возможностью их упругой адаптации к переменным условиям нагружения набегающим неоднородным потоком воды, сопровождающейся снижением уровней вибрации. Кроме того, возможность введения в состав конструкции лопастей слоев вибропоглощающего полимера позволяет значительно снижать уровни амплитуд резонансных колебаний [18].

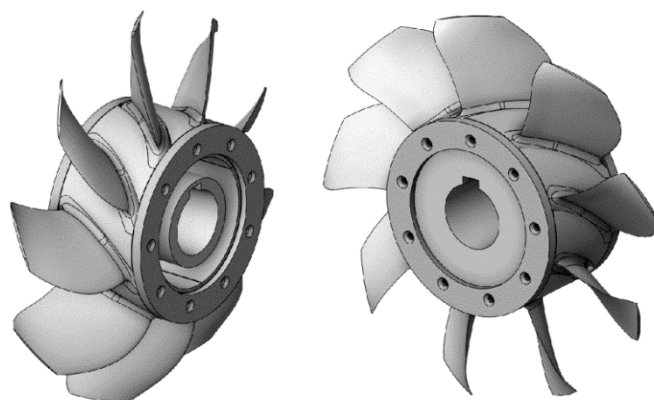
Использование адаптивных композитных лопастей с повышенным уровнем вибропоглощения ведет к снижению уровней вибрации и, следовательно,

подводного шума, вызываемого работой двигателя [19]. К тому же управление изгибно-крутильной связанностью позволяет влиять на распределение давления по поверхности лопасти, повышая КПД и снижая износ двигателя на нерасчетных режимах движения. Повышение КПД сопровождается снижением расхода топлива, а снижение износа влечет за собой увеличение межремонтного периода двигателя. Поэтому оснащение судов двигателями с композитными лопастями повышает конкурентоспособность судоходных компаний [20].

Также отметим, что актуальная с 1940-х гг. проблема шумоизлучения гребных винтов до недавнего времени решалась исключительно для кораблей ВМФ. Однако ужесточающиеся экологические требования нормативных документов ISES 209 (International Council for the Exploration of the Sea) и DNVGL Silent Notation породили необходимость совершенствования акустических характеристик транспортных судов.

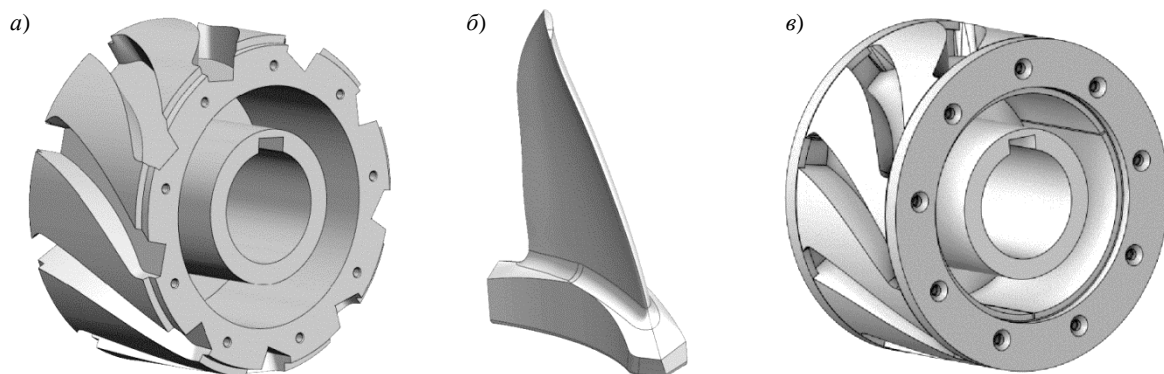
Продемонстрируем отмеченные преимущества судового двигателя с композитными лопастями на примере опытной масштабной конструкции рабочего колеса водометного двигателя. Рабочее колесо сборной конструкции (рис. 7), состоит из металлической ступицы (рис. 8а), в пазы которой вставлены комлевые части композитных лопастей (рис. 8б). Защемление комлевых частей лопастей в ступице выполнено при помощи кольцевых накладок (рис. 8в) [21]. Диаметр рабочего колеса  $D = 0,32$  м, диаметр ступицы  $d = 0,16$  м, число лопастей  $Z = 9$ .

Вначале рассмотрим лопасть структуры армирования  $[90^\circ/\theta_n]_s$ , образованную совокупностью слоев однонаправленного углепластика CM-Preg-C-230/600 CP004 39. Выбор рационального значения угла  $\theta_R$ , обеспечивающего минимизацию изгибно-крутильной связанности низших тонов колебаний



**Рис. 7.** Опытная масштабная конструкция рабочего колеса водометного двигателя с композитными лопастями

**Fig. 7.** Test specimen of waterjet impeller with composite blades



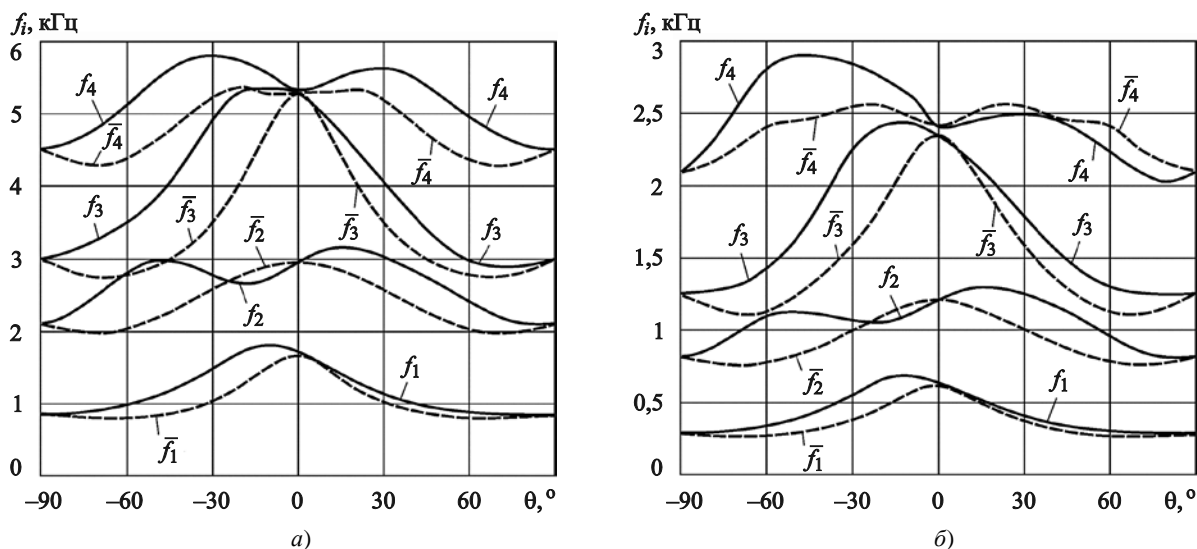
**Рис. 8.** Элементы сборного судового движителя с композитными лопастями  
**Fig. 8.** Elements of marine propeller with composite blades

композитной лопасти, выполнялся путем анализа зависимостей связанных  $f_i = f_i(\theta)$  и парциальных  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$  собственных частот (рис. 9). Сравнение функций  $f_i = f_i(\theta)$  и  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$ , характеризующих собственные колебания заземленной на жестком основании единичной лопасти в воздухе («сухая» лопасть) и в воде («мокрая» лопасть), подтвердило ожидаемый вывод о том, что перемещение лопасти из воздуха в воду сопровождается уменьшением ее собственных частот, обусловленным влиянием присоединенных масс.

Каждой форме колебаний «мокрой» лопасти соответствует собственная присоединенная масса. Помимо уменьшения величин собственных частот

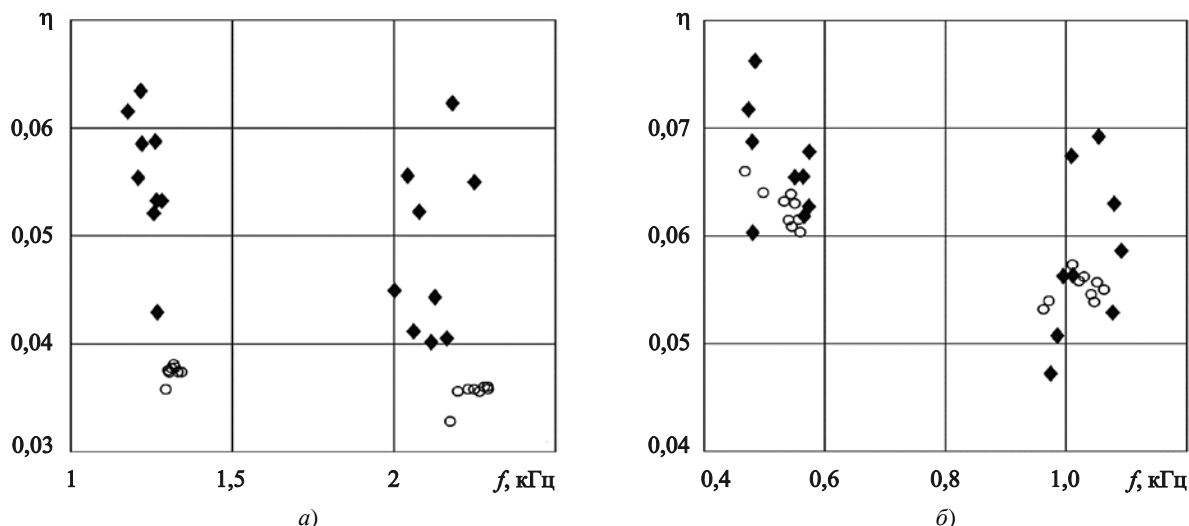
погружение лопасти в воду часто приводит к изменению последовательности собственных форм колебаний по сравнению с аналогичной последовательностью для «сухой» лопасти [22, 23].

Кроме того, взаимное расположение графиков функций  $f_i = f_i(\theta)$  и  $\bar{f}_i = \bar{f}_i(\theta)$  указывает на снижение изгибно-крутильной связанности первой и второй мод колебаний композитной лопасти при  $\theta \in [-25^\circ, 0^\circ]$ . Более точная оценка, выполненная путем анализа собственных форм колебаний, показала, что перемещение лопасти из воздуха в воду приводит к изменению рационального значения угла  $\theta$ : для «сухой» лопасти  $\theta_R = -10^\circ$ , а для «мокрой» лопасти  $\theta_R = -20^\circ$ . Численные и экспериментальные ис-



**Рис. 9.** Зависимость связанных и парциальных собственных частот «сухой» (а) и «мокрой» (б) композитных лопастей структуры армирования  $[90^\circ/\theta_n]_s$  от угла ориентации слоев однонаправленного углепластика  $\theta$   
**Fig. 9.** Coupled and partial natural frequencies of a) “dry” and b) “wet” composite blades with stacking sequence  $[90^\circ/\theta_n]_s$  as function of unidirectional CRP orientation angle  $\theta$





**Рис. 10.** Частотные зависимости коэффициентов механических потерь низших тонов колебаний «сухого» (а) и «мокрого» (б) рабочих колес с неоднородными по толщине композитными лопастями

**Fig. 10.** Frequency relationships for mechanical loss coefficients of lower vibration modes for a) "dry" and b) "wet" impeller with composite blades of non-uniform thickness

следования диссипативных характеристик «сухой» и «мокрой» лопастей структур армирования  $[90^\circ/-10^\circ_n]_S$  и  $[90^\circ/-20^\circ_n]_S$  показали, что величины их коэффициентов механических потерь не превышают значений  $\eta_{\max} = 0,003$  и  $\eta_{\max} = 0,006$  соответственно. Повышение диссипативных характеристик судового движителя связано с созданием композитных лопастей, в состав которых интегрирован слой «мягкого» вязкоупругого материала [18].

Рассмотрим опытную масштабную конструкцию рабочего колеса с неоднородными по толщине композитными лопастями. Каждая лопасть состоит из жесткого сердечника, на поверхность которого нанесен слой «мягкого» вязкоупругого материала ВПС-2,5 толщиной  $h_{[2]} = 3h_{\text{lay}}$ , изолированный от внешней среды жестким прикрывающим слоем. Здесь  $h_{\text{lay}}$  – толщина слоя однонаправленного углепластика. Жесткий сердечник структуры армирования  $[\theta_n]$  и жесткий прикрывающий слой структуры армирования  $[90^\circ/0^\circ_4]_S$  образованы совокупностью однонаправленных слоев углепластика CM-Preg-C-230/600 CP004 39.

На рис. 10 представлены расчетные (прозрачные точки) и экспериментально определенные (сплошные точки) значения собственных частот  $f_i$  и коэффициентов механических потерь  $\eta_i$  низших тонов колебаний ( $i = 1, 2$ ) «сухого» и «мокрого» рабочих колес с неоднородными по толщине ортотропными композитными лопастями ( $\theta = 0^\circ$ ). Нельзя не отметить, что соответствие каждому тону коле-

баний 9 значений  $f_i$  и  $\eta_i$  (по числу лопастей  $Z = 9$ ) обусловлено конечностью жесткости ступицы рабочего колеса. Как и ожидалось, включение слоя «мягкого» вязкоупругого материала в состав конструкции композитной лопасти влечет за собой повышение диссипативных характеристик композитных лопастей на один десятичный порядок. Кроме того, сопоставление приведенных на рис. 10 результатов позволяет выделить вклад сил сопротивления внешней среды в полную демпфирующую способность связанной механической системы «лопасть рабочего колеса – вода».

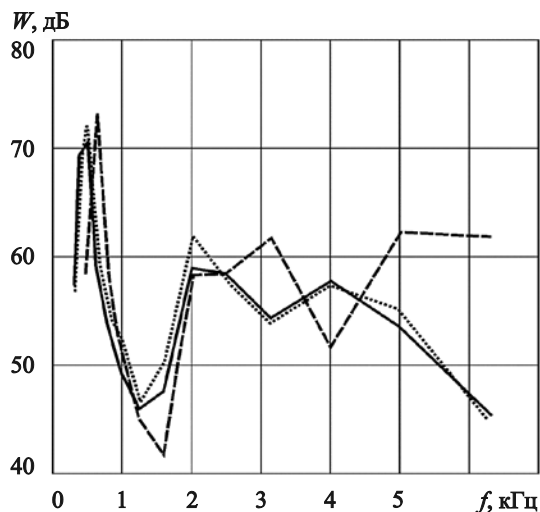
На рис. 11 представлены 1/3-октавные спектры эффективной мощности виброскоростей «мокрых» рабочих колес с лопастями из сплава Д16 (пунктирная линия), а также неоднородными по толщине ортотропными ( $\theta = 0^\circ$  – точечная линия) и моноклинными ( $\theta = -20^\circ$  – сплошная линия) композитными лопастями, определяемые соотношением

$$W = 101g \frac{W_1}{W_2}.$$

Здесь

$$W_1 = \rho_w c_w \int_S |v_{S,n}|^2 dS,$$

где  $\rho_w$  – плотность воды,  $c_w$  – скорость звука в воде,  $v_{S,n}$  – проекция вектора виброскорости на нормаль к поверхности  $S$ ,  $W_2 = 1 \times 10^{-12}$  Вт – пороговое значение мощности.



**Рис. 11.** 1/3-октавные спектры эффективной мощности виброскоростей «мокрых» рабочих колес с металлическими и неоднородными по толщине композитными лопастями

**Fig. 11.** 1/3-octave spectra for effective power of vibration velocities of “wet” impellers with metal blades and composite blades of non-uniform thickness

Из совместного анализа приведенных на рис. 11 спектров следует, что на отрезке  $f \in [0,4; 2,5]$  кГц рабочее колесо с ортотропными композитными лопастями не демонстрирует значительного снижения мощности виброскоростей по сравнению с лопастями из сплава Д16. В диапазоне кромочных частот  $f \in [2,5; 6,5]$  кГц эффективность ортотропных композитных лопастей возрастает и достигает 5–15 дБ.

Такие изменения спектра связаны с тем, что высокие уровни вибропоглощения ортотропных композитных лопастей не обеспечивают заметного снижения мощности виброскоростей в низкочастотной области глобальных мод колебаний, где доминирует влияние изгибно-крутильной связанности. Использование рабочего колеса с моноклинными композитными лопастями, минимизирующими уровень изгибно-крутильной связанности, позволяет на 3–4 дБ увеличить эффективность снижения уровней вибрации судового движителя в диапазоне частот  $f \in [0,4; 2,5]$  кГц.

## Заключение

### Conclusion

Выполненные численные и экспериментальные исследования позволили:

- обосновать возможность управления величинами критических скоростей дивергенции и флат-

тера за счет изменения ориентации армирования обшивок крыла, стабилизатора и пера руля;

- показать, что рациональная ориентация армирования обшивок крыла, стабилизатора и пера руля помимо минимизации уровня изгибно-крутильной связанности колебаний обеспечивает максимальный запас прочности конструкции при действии расчетных нагрузок;
- выявить возможность значительного расширения частотного диапазона пониженной мощности виброскоростей судового движителя за счет применения неоднородных по толщине моноклинных композитных лопастей, содержащих в своем составе слой вязкоупругого материала.

## Список использованной литературы

1. *Menter F.R.* Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // *AIAA Journal*. 1994. Vol. 32, № 8. P. 1598–1605. DOI: 10.2514/3.12149.
2. *Бисплинхофф Р.Л., Эшли Х., Халфмэн Р.Л.* Аэроупругость. Москва : Изд-во иностр. лит., 1958. 799 с.
3. *Болотин В.В.* Неконсервативные задачи теории упругой устойчивости. Москва : Физматгиз, 1961. 339 с.
4. Аэрогидроупругость конструкций / *А.Г. Горшков, В.И. Морозов, А.Т. Пономарев, Ф.Н. Шклярчук*. Москва : Физматлит, 2000. 590, [1] с.
5. *Гроссман Е.П., Кричевский С.С., Борин А.А.* К вопросу о потере устойчивости конструкцией крыла в полете // *Труды ЦАГИ*. 1935. Вып. 202. 62, [2] с.
6. *Келдыш М.В.* Механика : Избранные труды. Москва : Наука, 1985. 567 с.
7. *Ланда П.С.* Автоколебания в распределенных системах. 2-е изд. Москва : Либроком, 2010. 320 с.
8. *Фын Я.Ц.* Введение в теорию аэроупругости. Москва : Физматгиз, 1959. 523 с.
9. *Любомиров Я.М., Ярцев Б.А.* Аэроупругий отклик анизотропного композитного крыла // *Труды Крыловского государственного научного центра*. 2015. Вып. 90(374). С. 171–178.
10. *Lyubomirov Y., Yartsev B.* Classical flutter anisotropic composite wing // 2015 International Conference on Mechanics – 7<sup>th</sup> Polyakhov’s Readings : Proceedings. Saint Petersburg, 2015. P. 7106750, p. 1–4. DOI: 10.1109/POLYAKHOV.2015.7106750.
11. *Ryabov V., Yartsev B.* Controlling coupled bending-twisting vibrations of anisotropic composite wing // *AIP Conference Proceedings*. 2018. Vol. 1959, № 1: 8<sup>th</sup> Polyakhov’s Readings : Proceedings of the International Scientific Conference on Mechanics. P. 070030. DOI: 10.1063/1.5034705.

12. *Рябов В.М., Ярцев Б.А.* Управление связанностью колебаний композитного крыла // Вестник Санкт-Петербургского университета. Математика. Механика. Астрономия. 2023. Т. 10, вып. 2. С. 344–356. DOI: 10.21638/spbu01.2023.214.
13. *Хазова И.А., Тумашик Г.А., Ярцев Б.А.* Применение конечно-элементного анализа в обеспечение разработки принципиальных конструктивных решений для элементов оперения подводных технических средств из ПКМ // Морские интеллектуальные технологии. 2013. № 4(22). С. 31–34.
14. *Шапошников В.М., Ярцев Б.А.* Композитные конструкции наружного корпуса и элементов оперения подводной лодки // Труды Крыловского государственного научного центра. 2017. Вып. 1(379). С. 36–44.
15. *Векслер В.Я.* Использование композитных материалов в движителях подводных лодок // Судостроение. 1999. № 3. С. 21–23.
16. *Бахарева В.Е., Орыщенко А.С.* Высокопрочные стеклопластики для арктического машиностроения. Санкт-Петербург : Професионал, 2017. 222 с.
17. Review of advanced composite structures for naval ships and submarines / *A.P. Mouritz, E. Gellert, P. Burchill, K. Challis* // Composite Structures. 2001. Vol. 53, № 1. P. 21–42. DOI: 10.1016/S0263-8223(00)00175-6.
18. Композитная лопасть гребного винта : пат. 2709865 Рос. Федерация / *Лысенко А.П., Любомиров Я.М., Ярцев Б.А.* № 2019113630; заявл. 30.04.2019; опубл. 24.12.2019, Бюл. № 36. 10 с.
19. Adaptive composite marine propulsors and turbines: progress and challenges / *Y.L. Young, M.R. Motley, R. Barber* [et al.] // Applied Mechanics Reviews. 2016. Vol. 68, № 6. P. 060803, p. 1–34. DOI: 10.1115/1.4034659.
20. CFRP Propeller // Nakashima Propeller : [site]. Okayama, 2023. URL: <https://www.nakashima.co.jp/eng/product/cfrp.html> (Accessed: 18.12.2023).
21. Узел соединения композитной лопасти с металлической ступицей гребного винта : пат. 2667999 Рос. Федерация / *Лысенко А.П., Любомиров Я.М., Ярцев Б.А.* № 2017136949; заявл. 19.10.2017; опубл. 25.09.2018, Бюл. № 27. 9 с.
22. *Любомиров Я.М.* Гидроупругое моделирование – эффективный инструмент разработки композитных лопастей судовых движителей // Труды Крыловского государственного научного центра. 2022. Спец. вып. 1. С. 92–97. DOI: 10.24937/2542-2324-2022-1-S-I-92-97.
23. *Lyubomirov Ya.M., Yartsev B.A.* Prospects for application of composite blades for reducing the levels of hydroelastic vibrations of ship propellers // Navy and shipbuilding nowadays : proceedings of XI International conference (NSN'2021). Moscow, 2021. P. 163–168.

## References

1. *Menter F.R.* Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // AIAA Journal. 1994. Vol. 32, No. 8. P. 1598–1605. DOI: 10.2514/3.12149.
2. *Bisplinghoff R.L., Ashley H., Halfman R.L.* Aeroelasticity. Cambridge: Addison-Wesley, 1955. 860 p.
3. *Bolotin V.V.* Non-conservative problems of elastic stability theory. Moscow : Fizmatgiz, 1961. 339 p. (in Russian).
4. Aerohydroelasticity of structures / *A.G. Gorshkov, V.I. Morozov, A.T. Ponomarev, F.N. Shklyarchuk*. Moscow : Fizmatlit, 2000. 590 p. (in Russian).
5. *Grossman Ye.P., Krichевsky S.S., Borin A.A.* On wing failure in flight // Transactions of TsAGI. 1935. Vol. 202. 62 p. (in Russian).
6. *Keldysh M.V.* Mechanics. Selected works. Moscow : Nauka, 1985. 567 p. (in Russian).
7. *Landa P.S.* Self-excited vibrations in distributed systems. 2<sup>nd</sup> ed. Moscow : Librokom, 2010. 320 p. (in Russian).
8. *Fung Y.C.* An Introduction to the Theory of Aeroelasticity. New York: John Wiley and Sons, 1955. 519 p.
9. *Lyubomirov Ya.M., Yartsev B.A.* Aeroelastic response of anisotropic composite wing // Transactions of Krylov State Research Centre. 2015. Vol. 90(374). P. 171–178 (in Russian).
10. *Lyubomirov Y., Yartsev B.* Classical flutter anisotropic composite wing // 2015 International Conference on Mechanics – 7<sup>th</sup> Polyakhov's Readings : Proceedings. Saint Petersburg, 2015. P. 7106750, p. 1–4. DOI: 10.1109/POLYAKHOV.2015.7106750.
11. *Ryabov V., Yartsev B.* Controlling coupled bending-twisting vibrations of anisotropic composite wing // AIP Conference Proceedings. 2018. Vol. 1959, No. 1: 8<sup>th</sup> Polyakhov's Readings: Proceedings of the International Scientific Conference on Mechanics. P. 070030. DOI: 10.1063/1.5034705.
12. *Ryabov V.M., Yartsev B.A.* Control of composite-wing oscillation coupling // Vestnik St. Petersburg University. Mathematics. 2023. Vol. 56. No. 2. P. 252–260. DOI: 10.1134/S1063454123020152.
13. *Khazova I.A., Tumashik G.A., Yartsev B.A.* Finite-element analysis in development of principal design solution for composite fin elements of submersible vehicles // Marine Intellectual Technologies. 2013. Vol. 4(22). P. 31–34 (in Russian).
14. *Shaposhnikov V.M., Yartsev B.A.* Composite outer hull structures and stern fin elements for submarines // Transactions of Krylov State Research Centre. 2017. Vol. 1(379). P. 36–44 (in Russian).
15. *Vekslyar V.Ya.* Composite materials in submarine propulsion // Sudostroyeniye. 1999. Vol. 3. P. 21–23 (in Russian).

16. *Bakhareva V.E., Oryshenko A.S.* High-strength GRPs in Arctic engineering. St. Petersburg : Professional, 2017. 222 p.
17. Review of advanced composite structures for naval ships and submarines / *A.P. Mouritz, E. Gellert, P. Burchill, K. Challis* // Composite Structures. 2001. Vol. 53, № 1. P. 21–42. DOI: 10.1016/S0263-8223(00)00175-6.
18. Composite propeller blade : Pat. 2709865 Russian Federation / *A.P. Lysenko, Ya.M. Lyubomirov, B.A. Yartsev*. No. 2019113630; Appl. 30.04.2019; publ. 24.12.2019. Bull. No. 36. 10 p. (*in Russian*).
19. Adaptive composite marine propulsors and turbines: progress and challenges / *Y.L. Young, M.R. Motley, R. Barber* [et al.] // Applied Mechanics Reviews. 2016. Vol. 68, No. 6. P. 060803, p. 1–34. DOI: 10.1115/1.4034659.
20. CFRP Propeller // Nakashima Propeller : [site]. Okayama, 2023. URL: <https://www.nakashima.co.jp/eng/product/cfrp.html> (Accessed: 18.12.2023).
21. Attachment joint between composite blade and metal propeller hub : Pat. 2667999 Russian Federation / *A.P. Lysenko, Ya.M. Lyubomirov, B.A. Yartsev*. No. 2017136949; Appl. 19.10.2017; publ. 25.09.2018. Bull. No. 27. 9 p. (*in Russian*).
22. *Lyubomirov Ya.M.* Hydroelastic modeling as efficient design tool for composite blades of marine propellers // Transactions of Krylov State Research Centre. Special Issue No. 1. P. 92–97. DOI: 10.24937/2542-2324-2022-1-S-I-92-97 (*in Russian*).
23. *Lyubomirov Ya.M., Yartsev B.A.* Prospects for application of composite blades for reducing the levels of hydroelastic vibrations of ship propellers // Navy and shipbuilding nowadays : Proceedings of XI International conference (NSN'2021). Moscow, 2021. P. 163–168.

---

#### Сведения об авторах

*Ярцев Борис Александрович*, д.т.н., начальник сектора ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 415-47-06. E-mail: [boris\\_yar@mail.ru](mailto:boris_yar@mail.ru). <https://orcid.org/0000-0001-7443-1039>.

*Любомиров Ярослав Мстиславович*, ведущий инженер ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. E-mail: [yaroslav58@yandex.ru](mailto:yaroslav58@yandex.ru).

#### About the authors

*Boris A. Yartsev*, Dr. Sci. (Eng.), Head of Sector, Krylov State Research Centre, St. Petersburg. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 415-47-06. E-mail: [boris\\_yar@mail.ru](mailto:boris_yar@mail.ru). <https://orcid.org/0000-0001-7443-1039>.

*Yaroslav M. Lyubomirov*, Lead Engineer, Krylov State Research Centre, St. Petersburg. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. E-mail: [yaroslav58@yandex.ru](mailto:yaroslav58@yandex.ru).

Поступила / Received: 05.06.24  
Принята в печать / Accepted: 22.08.24  
© Ярцев Б.А., Любомиров Я.М., 2024