




DOI: 10.24937/2542-2324-2023-2-404-35-49
УДК 629.5.035.5+532.528

М.П. Лобачев , А.А. Рудниченко , А.Е. Таранов 
ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

ВЛИЯНИЕ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ПОТОКА ЗА КОРПУСОМ МОДЕЛИ ОДНОВАЛЬНОГО СУДНА НА ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ И КАВИТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОТДЕЛЬНОЙ ЛОПАСТИ В СОСТАВЕ ГРЕБНОГО ВИНТА

Объект и цель научной работы. Целью исследования является оценка влияния неравномерности потока за корпусом модели одновального судна на локальные и интегральные гидродинамические и кавитационные характеристики отдельной лопасти в составе гребного винта. Объекты – модель гребного винта КР505 и модель корпуса контейнеровоза KCS.

Материалы и методы. Для определения локальных и интегральных гидродинамических характеристик (ГДХ) гребного винта и контейнеровоза используются методы вычислительной гидродинамики. Характеристики течения вязкой жидкости находятся из решения методом контрольного объема нестационарных уравнений Рейнольдса, замкнутых двухпараметрической полуэмпирической моделью турбулентности.

Основные результаты. Показано, что локальные и интегральные характеристики отдельной лопасти в составе системы «корпус – винт» существенно отличаются от аналогичных характеристик в условиях, когда они определяются в однородном потоке для скоростей, полученных для номинального поля скорости в диске гребного винта за корпусом модели судна.

Заключение. Опыт использования численных методов в Крыловском центре показывает: во-первых, для решения ряда задач корабельной гидродинамики данные методы оказываются предпочтительнее экспериментальных по информативности; во-вторых, традиционное использование при проектировании гребных винтов номинального поля скоростей (измеренных или рассчитанных) в ряде случаев может приводить к принятию не совсем корректных технических решений.

Ключевые слова: численное моделирование, гребной винт, кавитация, анализ сил.
Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

DOI: 10.24937/2542-2324-2023-2-404-35-49
UDC 629.5.035.5+532.528

M.P. Lobachev , A.A. Rudnichenko , A.E. Taranov 
Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

WAKE NON-UNIFORMITY EFFECT UPON HYDRODYNAMIC AND CAVITATION PERFORMANCE OF SEPARATE PROPELLER BLADE OF SINGLE-SHAFTER MODEL

Object and purpose of research. This paper investigates wake non-uniformity effect of single-shafter model upon local and integral hydrodynamic and cavitation parameters of separate blade of its propeller. The study was performed on propeller models KP505 and containership models KCS.

Для цитирования: Лобачев М.П., Рудниченко А.А., Таранов А.Е. Влияние неравномерности потока за корпусом модели одновального судна на гидродинамические и кавитационные характеристики отдельной лопасти в составе гребного винта. Труды Крыловского государственного научного центра. 2023; 2(404): 35–49.

For citations: Lobachev M.P., Rudnichenko A.A., Taranov A.E. Wake non-uniformity effect upon hydrodynamic and cavitation performance of separate propeller blade of single-shafter model. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2023; 2(404): 35–49 (in Russian).

Materials and methods. Local and integral hydrodynamic parameters of propeller and container ship were obtained as per CFD methods. Viscous flow parameters are obtained through finite volume (FVM) solution of unsteady Reynolds equations (URANS) closed by biparametric semi-empirical turbulence model.

Main results. The paper demonstrates that local and integral parameters of separate blade in “hull-propeller” system are considerably different from those determined in the uniform wake at the speeds obtained for the nominal wake field in behind-hull conditions.

Conclusion. Krylov State Research Centre experience of numerical calculations shows that 1) in many aspects of marine hydrodynamics numerical techniques are more informative than model tests and 2) in a number of cases, conventional propeller design approach based on the nominal wake field data (calculated or experimental) might lead to somewhat incorrect technical solutions.

Keywords: numerical simulation, propeller, cavitation, force analysis.

The authors declare no conflicts of interest.

Введение

Introduction

Технологии численного моделирования все активнее внедряются в процессы проектирования, создания и сопровождения эксплуатации актуальных и перспективных объектов морской техники. При этом на стадии проектирования они не только дополняют, но порой заменяют экспериментальные исследования. Это обусловлено тем, что увеличение точности численных методов, снижение стоимости высокопроизводительных ресурсов (и, соответственно, повышение их доступности), увеличение скорости выполнения расчетов постепенно меняют отношение к численному моделированию.

Динамика данного процесса хорошо видна при сопоставлении работ [1, 2], посвященных соотношению численных и экспериментальных методов. К тому же в ряде случаев кроме большей информативности численных методов их использование оказывается и дешевле [3]. Все это в свою очередь ведет к постоянному повышению доли численного моделирования как при выполнении проектирования, так и, в еще большей степени, при проведении НИОКР в обеспечение проектирования.

В данной работе рассматриваются вопросы, связанные с влиянием неравномерности потока за корпусом модели одновального судна на гидродинамические и кавитационные характеристики отдельной лопасти в составе гребного винта (как интегральные, так и локальные). Если для винта в целом его интегральные характеристики можно сопоставлять с полученными при испытаниях в условиях «свободной воды» (с учетом коэффициента попутного потока), то для гидродинамических и кавитационных характеристик отдельной лопасти это может приводить к значительным погрешностям.

Для проведения таких исследований предпочтительно использование расчетных, а не экспери-

ментальных методов: это связано как с техническими трудностями проведения физических экспериментов, так и с меньшими возможностями последних по сравнению с методами численного моделирования. Начальное представление о влиянии неоднородности натекающего на винт потока и способах его уменьшения можно получить из [4, 5]. Однако со времени выпуска этих книг прошло значительное время, методы решения рассматриваемой задачи существенно изменились и, соответственно, расширились возможности анализа.

В качестве объекта исследования используется международная тестовая модель контейнеровоза KCS (KRISO Container Ship), разработанная Южно-Корейским научно-исследовательским институтом кораблестроения и океанической инженерии (Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO). Численное моделирование выполняется с использованием коммерческого программного обеспечения Star-CCM+ и методик выполнения расчетов, разработанных в Крыловском центре. Валидация этих методик в части расчета интегральных характеристик представлена в работе [6], где результаты расчетов сравнивались с экспериментальными данными, представленными в 2015 г. на симпозиуме Workshop on CFD in Ship Hydrodynamics в Токио, Япония [7], а также в работах [8–12].

Постановка задачи и используемые методы

Formulation of tasks and solution methods

На рис. 1 представлен внешний вид модели контейнеровоза KCS. Геометрические параметры модели представлены в табл. 1.

На рис. 2 представлен внешний вид модели гребного винта KP505, спроектированного в KRISO для контейнеровоза KCS. Основные характеристики модели гребного винта KP505 представлены в табл. 2.



Рис. 1. Общий вид модели контейнеровоза KCS
Fig. 1. General view of KCS containership model

Для моделирования обтекания контейнеровоза KCS и его гребного винта KP505 потоком вязкой жидкости используются уравнения Рейнольдса, замыкание которых осуществляется полуэмпирической моделью турбулентности $k-\omega$ SST [13] в комбинированном (высоко- и низкорейнольдсовом) варианте. Для моделирования ламинарно-турбулентного перехода на гребном винте используется модель ламинарно-турбулентного перехода Менгера – Лэнгтри [14]. Все задачи решаются в нестационарной постановке со схемами второго порядка для дискретизации по пространству и времени. В расчетах принята плотность воды $\rho = 1000 \text{ кг/м}^3$, динамическая вязкость $\mu = 1,141 \cdot 10^{-3} \text{ Па/с}$.

Используется пакет вычислительной гидродинамики Star-CCM+ фирмы Siemens. Построение гексаэдральных расчетных сеток выполнено с помощью встроенного в указанный пакет генератора сеток. Безразмерная толщина первого слоя призматического подслоя на модели гребного винта y_1^+ составляет $\sim 0,5$, на корпусе модели судна – 80–100.

Моделирование самоходных испытаний

Simulation of self-propulsion tests

Численное моделирование самоходных испытаний модели KCS, оборудованной гребным винтом KP505, выполняется в соответствии с условиями теста № 2.5 Токийского симпозиума 2015 г., для которых выполнялись расчеты и в работе [6]. Это обеспечивает преемственность работ, при этом не нарушая общности получаемых результатов.

Расчеты выполнялись при фиксированной скорости буксировки $U = 2,196 \text{ м/с}$ и фиксированной частоте вращения вала $n = 9,5 \text{ об/с}$. Посадка модели судна зафиксирована в положении на ровный киль при отсутствии всплытия. Определяются коэффициент сопротивления судна в самоходных испытаниях

$$C_{TSp} = \frac{R_{TSp}}{\frac{1}{2} \rho U^2 S}, \text{ коэффициенты упора } K_T$$

и момента K_Q гребного винта, а также сила реак-

Таблица 1. Главные размерения модели контейнеровоза KCS [7]

Table 1. Main particulars of KCS containership model [7]

Длина между перпендикулярами (L_{pp}), м	7,2786
Ширина, м	1,019
Высота, м	0,6013
Число Фруда $Fn = U / \sqrt{L_{pp} \cdot g}$	0,26
Число Рейнольдса $Rn = (U \cdot L_{pp}) / \nu$	$1,4 \cdot 10^7$
Скорость (U), м/с	2,1964
Осадка, м	0,3418
Водоизмещение, м ³	1,649
Площадь смоченной поверхности (S), м ²	9,5121
Коэффициент полноты	0,650

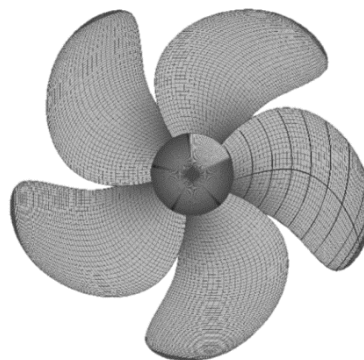


Рис. 2. Общий вид модели гребного винта KP505
Fig. 2. General view of KP505 propeller model

Таблица 2. Основные характеристики модели гребного винта KP505

Table 2. Main particulars of KP505 propeller model

Диаметр D , м	0,25
Средний шаг $(P/D)_{mean}$	0,95
Дисковое отношение A_e / A_0	0,8
Диаметр ступицы d_{hub} , м	0,045
Число лопастей Z	5
Профиль	NACA66
Откидка $(X_R/D)_{ip}$	0
Саблевидность Θ_S , град.	32

Таблица 3. Результаты численного моделирования самоходных испытаний

Table 3. Numerical simulation results for self-propulsion tests

Характеристика	Экспериментальные данные	$k-\omega$ SST + γ - Re_θ	Погрешности, %
R_{TSp} , Н	–	–90,81	–
T , Н	–	59,21	–
Q , Н·м	–	2,583	–
Z , Н	–30,25	–31,60	4,5
C_{TSp}	$3,966 \cdot 10^{-3}$	$3,995 \cdot 10^{-3}$	0,7
K_T	0,170	0,1681	–1,1
K_Q	0,0288	0,0293	1,9

ции буксировочной тележки Z , представляющая собой разницу между сопротивлением судна в условиях самоходных испытаний R_{TSp} и упором гребного винта T .

При анализе результатов самоходных испытаний, как экспериментальных, так и расчетных, следует учесть, что при испытаниях в бассейне KRISO использовалась схема самохода с подтягиванием. Именно этим обусловлена большая разница в получаемых силах на корпусе и гребном винте. В тесте № 2.5 «сила подтягивания» (Skin Friction Correction Force F_D [15]) принята $F_D = 30,25$ Н. Различные методы проведения самоходных испытаний описаны в [16].

Размерность расчетной сетки составляет 7,5 млн ячеек, из них 3,5 млн находятся во вращающемся регионе, 4 млн – в неподвижном регионе.

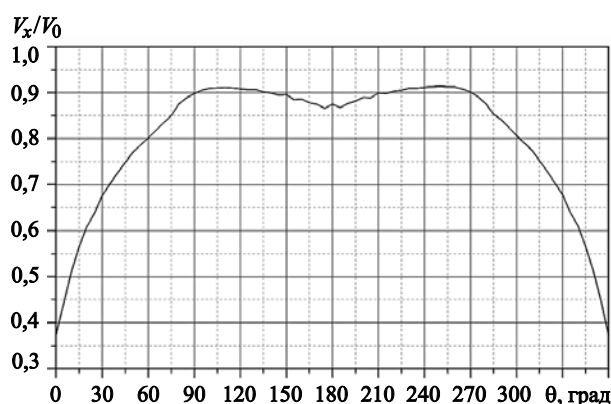


Рис. 4. Зависимость продольной компоненты скорости V_x от угловой координаты θ на относительном радиусе $r/R = 0,7$ в плоскости диска гребного винта ($x/L_{pp} = 0,4825$)

Fig. 4. Longitudinal speed V_x as function of angle θ at relative radius $r/R = 0.7$ in propeller plane ($x/L_{pp} = 0.4825$)

Численные значения гидродинамических характеристик и погрешность их определения по сравнению с экспериментом при использовании модели турбулентности $k-\omega$ SST, дополненной моделью ламинарно-турбулентного перехода, представлены в табл. 3 [6]. Выполненная по результатам численного моделирования, приведенным в [6], оценка коэффициента расчетного попутного потока дала $W_T = 0,2267$, экспериментальное значение $W_T = 0,2274$, разница составляет 0,3 %.

Номинальное поле в диске гребного винта

Nominal wake in propeller disk

Поле скорости в кормовой оконечности модели KCS весьма неравномерно, что можно видеть на рис. 3–6.

На рис. 3 (см. вклейку) приведено взятое из работы [6] сравнение продольной компоненты скорости, обезразмеренной на скорость буксировки $U = 2,196$ м/с, полученной в результате численного моделирования (цветная заливка) и замеров в KRISO (черные линии). В соответствии с условиями эксперимента [7] численное моделирование выполнялось для числа Фруда $Fn = 0,26$ и при фиксированной посадке модели судна на ровный киль. Размерность расчетной сетки составляет 56 млн ячеек. Увеличение размерности сетки связано с тем обстоятельством, что с целью лучшего моделирования локальных особенностей поля скорости (в данном случае турбулентности) использовался гибридный подход DES.

На рис. 4–6 представлены графики изменения безразмерных продольной, тангенциальной и радиальной компонент скорости в диске гребного винта на относительном радиусе $r/R = 0,7$ в зависимости от угловой координаты θ . Угол $\theta = 0^\circ$

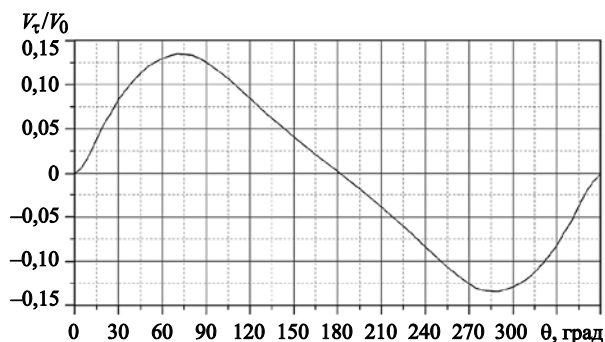


Рис. 5. Зависимость тангенциальной компоненты скорости V_t от угловой координаты θ на относительном радиусе $r/R = 0,7$ в плоскости диска гребного винта ($x/L_{pp} = 0,4825$)

Fig. 5. Tangential speed V_t as function of angle θ at relative radius $r/R = 0.7$ in propeller plane ($x/L_{pp} = 0.4825$)

соответствует крайнему верхнему положению лопасти, положительный отсчет при виде с кормы – по часовой стрелке.

Расчеты гидродинамических характеристик гребного винта в однородном потоке

Calculations of hydrodynamic characteristics of the propeller in uniform flow

Сравнение кривых действия (коэффициент упора

$$K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4}, \text{ коэффициент момента } K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5}$$

и коэффициент полезного действия $\eta_{a0} = \frac{J K_T}{2\pi K_Q}$)

модели гребного винта КР505, полученных численным методом [6], с результатами экспериментальных исследований [17] приведено на рис. 7.

Полученные результаты свидетельствуют о достаточно высокой точности использованного расчетного метода. Размерность расчетной сетки при решении задачи о нахождении ГДХ гребного винта в свободной воде составляет 12 млн ячеек.

Кроме стандартного расчета для условий свободной воды, когда натекающий поток не только однороден, но и имеет только одну (продольную) составляющую скорости, выполнялись расчеты в скошенном потоке. При этом было выполнено 72 расчета, в каждом из которых на входной границе задавался однородный скошенный поток. Размерность расчетной сетки в этой задаче составляет 8 млн ячеек.

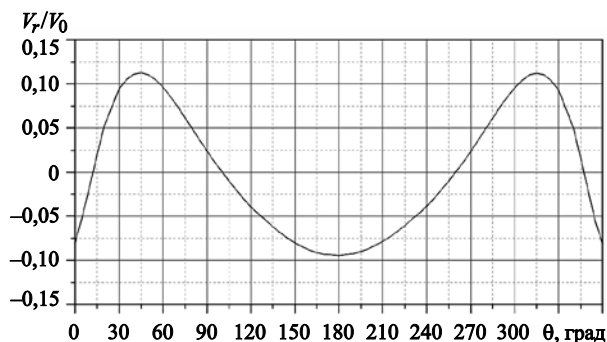


Рис. 6. Зависимость радиальной компоненты скорости V_r от угловой координаты θ на относительном радиусе $r/R = 0,7$ в плоскости диска гребного винта ($x/L_{pp} = 0,4825$)

Fig. 6. Radial speed V_r as function of angle θ at relative radius $r/R = 0.7$ in propeller plane ($x/L_{pp} = 0.4825$)

Составляющие скорости на входе в область счета задавались в декартовой системе координат. В каждом из расчетов на входе задавались компоненты скорости V_x , V_y и V_z , соответствующие скорости на относительном радиусе $r/R = 0,7$ при определенном значении угла θ и полученные при расчете номинального поля скорости (рис. 4–6). Естественно, из-за телесности лопастей гребного винта такая постановка задачи вносит неопределенность в сопоставление с силами, полученными для условий обтекания гребного винта за корпусом модели. Однако в однородном потоке учет влияния скоса потока на силы на гребном винте и на отдельной лопасти возможен только в такой постановке.

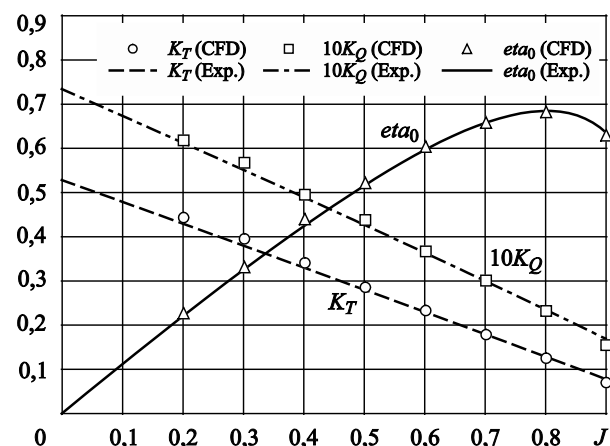


Рис. 7. Кривые действия модели гребного винта КР505 в условиях свободной воды [6]

Fig. 7. Open-water performance curves of KP505 propeller model [6]

Определение сил, действующих на отдельную лопасть

Determination of forces acting on specific blades

Для корректного определения влияния неравномерности потока в кормовой оконечности модели судна на силы на отдельной лопасти было выполнено перестроение расчетной сетки по сравнению с [6] таким образом, чтобы иметь возможность выделения сил именно на отдельной лопасти. Изменение сил на ступице гребного винта не представляет интереса, поэтому рассматривались силы на отдельной лопасти.

При расчетах сил на гребном винте за корпусом модели судна вывод мгновенных сил, действующих на лопасть, осуществлялся с шагом по угловой координате $\Delta\Theta = 5^\circ$. При расчетах для условий однородного потока силы на лопасти осреднялись за один оборот гребного винта. Это сглаживало некоторую нестационарность сил, которая, хотя и была пренебрежимо мала, вносила некоторую неопределенность при анализе результатов. Отношение среднеквадратичного отклонения значений упора и момента за оборот к средним значениям составляет порядка 0,02 % в диапазоне исследованных поступей. Это позволяет для ускорения выполнения расчетов использовать при расчете характеристик гребных винтов в свободной воде стационарную постановку задачи.

Однако, как показывает наша практика выполнения расчетов характеристик гребных винтов, нестационарное решение дает меньшее отличие от экспериментальных результатов, чем стационарное. В данном случае играют роль особенности реализации алгоритмов решения для разных постановок задачи (хотя в обоих случаях отличия от экспериментальных результатов не являются критическими). Разница в результатах при использовании стационарной и нестационарной постановок растет с увеличением саблевидности гребных винтов и уменьшением поступи.

Общепринятым при рассмотрении гидродинамических характеристик гребных винтов является использование безразмерных величин: коэффициента упора K_T и коэффициента момента K_Q . Однако представляется, что для отдельной лопасти более наглядным будет использование размерных величин. Тем более что для условий свободной воды расчеты сил выполнялись при той же частоте вращения гребного винта, что и при моделировании самоходных испытаний, как это сейчас выполняется и при проведении экспериментальных исследо-

ваний для определения коэффициентов взаимодействия гребного винта и корпуса.

Результаты расчетов приведены на рис. 8 и 9 (см. вклейку). Линии 1–3 соответствуют расчетам обтекания гребного винта за корпусом модели судна. Линии 4, 5 отвечают стандартным испытаниям гребного винта в свободной воде, т.е. натекающий поток не только однороден, но и имеет всего одну компоненту скорости параллельной оси гребного винта. Линии 6, 7 соответствуют расчету обтекания гребного винта в скошенном потоке, т.е. набегающий поток однороден, но имеет все три компоненты скорости.

Ниже обозначение линий представлено более подробно.

1 – Мгновенное значение упора на лопасти ГВ за корпусом модели судна (T_1). Вывод осуществляется через каждые 5° .

2 – Среднее за оборот значение упора на лопасти ГВ за корпусом модели судна (T_2). Осуществляется осреднение по времени за один оборот гребного винта.

3 – $1/5$ суммы мгновенных значений упора на всех лопастях ГВ за корпусом модели судна (T_3).

$$T_3 = 1/5 \cdot \sum_1^5 T_{1j}, \text{ где } j - \text{ номер лопасти.}$$

4 – Среднее за оборот значение упора на лопасти ГВ в однородном потоке для поступи, соответствующей продольной скорости за корпусом на заданном угле Θ (T_4). Здесь осреднение проводится за один оборот в каждом из результатов расчетов для конкретной поступи гребного винта, выполняемых для условий свободной воды. Далее кривая формируется из результатов всех 72 расчетов.

5 – Среднее значение сил на лопасти из результатов 72 расчетов для однородного потока (T_5).

$$T_5 = 1/72 \cdot \sum_1^{72} T_{li}, \text{ где } i - \text{ номер расчета, соответствующего заданному углу } \Theta.$$

6 – Среднее за оборот значение упора на лопасти ГВ в косом потоке для скорости, соответствующей скорости за корпусом на заданном угле Θ (T_6). Здесь осреднение проводится за один оборот в каждом из расчетов, в котором скос потока задавался из результатов расчета номинального поля скоростей за корпусом модели судна при соответствующем угловом положении лопастей Θ . Далее кривая формируется из результатов 72 расчетов.

7 – Среднее значение сил на лопасти из результатов 72 расчетов для скошенного потока (T_7).

$$T_7 = 1/72 \cdot \sum_1^{72} T_{6i}, \text{ где } i - \text{ номер расчета, соответствующего заданному углу } \Theta.$$

Разница между линиями 2, 3 и 5, 7 как раз показывает ту неопределенность, которую вносит телесность лопастей при переходе от расчетов обтекания гребного винта за корпусом модели судна к расчетам в однородном потоке. Эта величина составляет порядка 9 % от среднего упора на лопасти за корпусом. При этом учет скоса потока слабо сказывается на результатах расчета средних сил. Разница между T_5 и T_7 – порядка 1 % (прямые 5 и 7).

Из сопоставления линий 2 и 3 видно, что мгновенное значение $1/5$ суммы сил по всем лопастям гребного винта мало отличается от среднего значения упора на отдельной лопасти за оборот (в масштабе рис. 8). Т.е. фактически на винте в целом колебания упора на отдельной лопасти сглаживаются за счет того, что на других лопастях те же колебания упора происходят с соответствующим сдвигом фаз.

В увеличенном масштабе эти результаты представлены на рис. 9. Полученный размах колебаний мгновенных значений T_3 от среднего значения T_2 находится в диапазоне от $-0,67$ Н до $+0,80$ Н или от $-5,7$ % до $+6,9$ % от среднего значения. Среднеквадратичное отклонение составляет 0,33 % от среднего значения. При этом отклонения экстремальных значений упора на отдельной лопасти за оборот составляют -65 % и $+52$ % от среднего значения.

Наиболее значимым результатом выполненных сопоставительных расчетов является полученная разница между мгновенными значениями упора на лопасти за корпусом модели судна и в условиях свободной воды в диапазоне угловых положений лопасти от -15° до $+15^\circ$ (или $0-15^\circ$ и $345-360^\circ$), т.е. в области наиболее подторможенного потока в следе за ахтерштевнем. В зоне наиболее подторможенного потока вызванные скорости от гребного винта являются наибольшими, что приводит к выравниванию поля скорости, и, соответственно, к уменьшению упора на лопасти.

Взаимодействие лопасти с корпусом модели судна в данном случае можно сравнить с работой системы с отрицательной обратной связью. Происходит стабилизация системы на определенном уровне. Все эти процессы качественно давно известны [4, 5, 18], однако только использование современных методов численной гидродинамики, основанных на решении уравнений Рейнольдса, позволяет получить корректную количественную оценку, причем как для модельных, так и для натуральных условий. Методы теории идеальной жидкости, даже с поправками на влияние вязко-

сти, широко используемые и в наше время, дают возможность оценить вызванные скорости от винта, но не позволяют учесть их влияние на обтекаемые корпуса.

Учет влияния скоса потока (линия б на рис. 8) в области значительного торможения потока мало влияет на результат. Это тоже естественно для однолопастных судов, т.к. на плоскости симметрии в номинальном поле скорости $V_t = 0$, а радиальная компонента V_r слабо влияет на упор. Наибольшее влияние учет скоса потока дает в диапазоне углов $90-120^\circ$ и $240-270^\circ$, что определяется формой зависимости тангенциальной скорости $V_t(\Theta)$ (рис. 5). Однако по сравнению с разницей в диапазоне углов $-15...+15^\circ$ между результатами для однородного потока (со скосом и без него) и для случая гребного винта за корпусом это влияние существенно меньше. Поэтому в дальнейшем рассматриваются лишь результаты расчетов, выполненные для однородного потока с заданной только продольной скоростью V_x , т.е. без учета скоса потока.

Определение областей возможной кавитации

Determination of possible cavitation areas

В данном разделе проиллюстрируем, к чему может приводить использование при проектировании гребных винтов номинального поля скоростей и «эквивалентных» по силовым характеристикам испытаний гребного винта в свободной воде (в однородном потоке). Для этого оценим объемы области, в которой давление меньше давления насыщенных паров – области возможной кавитации.

Число кавитации в расчетах принимается соответствующим натурному на оси гребного винта (масштаб модели 1:31,6). Как показано в работе [19], для начальных стадий кавитации оценка объема области возможной кавитации дает результат весьма близкий к тому, что получается при прямом расчете кавитации, при этом для расчета требуются существенно меньшие вычислительные ресурсы. Расчеты с моделированием кавитации, выполненные для данной задачи, также подтвердили этот тезис, однако им будет посвящена отдельная статья.

Отметим только, что для модели винта КР505, рассмотренного в данной работе, расчеты показали, что разница в прогнозируемых объемах кавитационных каверн и областей с возможной кавитацией начинает значимо нарастать с объемов каверн порядка 50 мм^3 . В то же время согласно данным [19]

критерием начала кавитации в расчетах можно считать объем каверны или области возможной кавитации (в зависимости от выбранного метода расчета: с кавитацией или без кавитации) $V = 1 \text{ мм}^3$. При принятии этого уровня объема каверны в качестве характерного результаты расчета соответствуют фиксируемому началу кавитации при визуальном наблюдении в кавитационных трубах.

Для гребного винта за корпусом получим зависимость объема области возможной кавитации от углового положения лопасти Θ . Для случая однородного потока рассмотрим три режима.

Первый – традиционный, соответствующий испытаниям на поступи при работе гребного винта за корпусом с учетом попутного потока, т.е. при одинаковых упорах гребного винта за корпусом и в свободной воде: $Tprop_{hull} = Tprop_{ow}$.

Второй – режим, отвечающий **номинальной** скорости при угловом положении лопасти $\Theta = 0^\circ$ и по радиальной координате при $r/R = 0,7$: $V_0 = V_{hull}(0; 0,7)$.

Третий режим – при котором упор на лопасти в однородном потоке равен упору на лопасти за корпусом модели судна при угловом положении $\Theta = 0^\circ$: $Tbl_{hull} = Tbl_{ow}$. Этот режим является промежуточным между первыми двумя. При расчетах в однородном потоке для него требуется задание скорости, соответствующей скорости в номинальном поле за корпусом модели при угле $\Theta = 19,9^\circ$ и радиальной координате $r/R = 0,7$. Найдено по интерполяции кривой 4 рис. 8 для упора и интерполяции зависимости $Vx(\Theta)$, представленной на рис. 4. Режимы расчета приведены в табл. 4.

Все задачи решались для случая обращенного движения, так что указана скорость набегающего потока на входной границе области счета V_0 . При рассмотрении работы гребного винта за корпусом

частота вращения принималась равной $n = 9,5$ об/с. Для винта в свободном потоке $n = 20$ об/с, как это обычно принимается при испытаниях в свободной воде и в кавитационных трубах. В последнем случае по техническим причинам порой переходят к испытаниям при $n = 15$ об/с, однако при проведении расчетов возможно использование любых частот вращения гребного винта.

Поскольку расчеты проводятся для иной частоты вращения, чем для винта за корпусом модели, то выполняется равенство не размерных упоров, а коэффициентов упора. Равны упоры, пересчитанные на частоту вращения гребного винта за корпусом модели. В последнем столбце табл. 4 для режимов № 3 и 4 приведены номинальные скорости Vx за корпусом в точках, соответствующие этим режимам, которые получены при расчете номинального поля скорости в диске гребного винта. Для режима № 2 – это скорость с учетом попутного потока $Vx = V_m \cdot (1 - W_T)$, где V_m – скорость движения модели судна, равная 2,196 м/с. Для режима 1 в таблице фактически приведена не поступь J , а кажущаяся поступь J_v [4]. Но с точки зрения постановки задачи для численного решения, указанная поступь J рассчитана единообразно, по скорости на входной границе зоны счета V_0 .

Число кавитации σ_n в расчетах принято соответствующим натурному объекту (масштаб 1:31,6) $\sigma_n = 1,835$. Здесь число кавитации по оборотам

$$\sigma_n = \frac{2 \cdot (P_{ref} - P_{vap})}{\rho \cdot (\pi n D)^2},$$

где P_{ref} – уровень давления на оси гребного винта; P_{vap} – давление насыщенных паров воды; n – частота вращения гребного винта; D – диаметр гребного винта; ρ – плотность воды.

Таблица 4. Условия расчета

Table 4. Calculation conditions

№	Условия	V_0 , м/с	n , 1/с	$J = V_0 / (nD)$	Vx , м/с
1	За корпусом	2,196	9,5	0,9246*	
2	В свободной воде $Tprop_{hull} = Tprop_{ow}$	3,5749	20	0,7150	1,6981
3	В свободной воде $Vx = V_{hull}(0; 0,7)$	1,6867	20	0,3374	0,8012
4	В свободной воде $Tbl_{hull}(\Theta = 0^\circ) = Tbl_{ow}(\Theta = 19,9^\circ)$	2,7912	20	0,5582	1,3258

* J_v (с учетом попутного потока $J = 0,715$).

На рис. 10 и 11 (см. вклейку) приведены зависимости объема области возможной кавитации V мм³ от углового положения лопасти Θ° . Для улучшения восприятия начало вывода результатов по углу поворота лопасти смещено на 180° . При этом максимум объема возможной кавитации (в области наиболее подторможенного потока) находится по центру графика. Разница между рис. 10 и 11 только в масштабе по оси ординат. Логарифмический масштаб по этой оси позволяет показать малые объемы, линейный – лучше иллюстрирует скорость нарастания объема каверны.

Красной линией на рисунках показан объем $V = 1$ мм³. Таким образом, можно сказать, что каверна на лопасти за корпусом модели судна наблюдается (регистрируется) при нахождении лопасти в диапазоне угловых положений от $\Theta = -48^\circ$ до $\Theta = +46^\circ$, достигая максимума при $\Theta = +4^\circ$. Синим цветом показано среднее значение объема за оборот гребного винта $V = 66,9$ мм³.

Осредненные за оборот величины объемов каверн V_{mean} , рассчитанные для режимов, приведенных в табл. 4, представлены в табл. 5. Эти же результаты на рис. 11 наложены на результаты, полученные для гребного винта за корпусом. Максимальный мгновенный объем каверны за корпусом модели судна $V_{hullmax} = 698$ мм³. В табл. 5 и на рис. 11 указаны как поступи, при которых выполнялись расчеты (по скорости на входной границе зоны счета V_0), так и номера режимов согласно табл. 4.

Колебания объемов областей возможной кавитации при расчетах для условий свободной воды больше, чем для сил на лопасти, однако для режимов 3 и 4 составляют 0,15 % и 0,27 % соответственно, что пренебрежимо мало. Для режима 2, для которого получен весьма малый объем, величина колебаний уже существенна – 13 %, что обусловлено малым количеством ячеек сетки, которые покрывают этот объем. Однако дальнейшее дробление расчетной сетки нецелесообразно, т.к. объемы меньше 1 мм³ не представляют практического интереса.

Режим 2 ($J = 0,715$) – это режим, при котором упор гребного винта равен упору за корпусом. Согласно полученному результату объем области возможной кавитации оказывается меньше 1 мм³, т.е. объема, начиная с которого кавитация наблюдается при экспериментах в кавитационных трубах. Но обычно этот режим и не исследуется как интересный с точки зрения предсказания кавитации. В данной работе он был выбран как предста-

Таблица 5. Осредненные за оборот величины объемов каверн

Table 5. Averaged (per one revolution) cavity volumes

№	J	V_{mean} , мм ³
1	0,9246	66,9*
2	0,7150	0,4
3	0,3374	3827,5
4	0,5582	360,8

* $V_{hullmax} = 698$ мм³.

вительный (расчетный) режим по силовым характеристикам.

Режим 3 ($J = 0,3374$) – это режим, соответствующий минимальной скорости в номинальном поле на несущем радиусе ($\Theta = 0^\circ$; $r/R = 0,7$). Именно эта скорость принимается характерной при оценке кавитационных качеств гребных винтов [5, 20, 21]. Хотя в большинстве случаев неравномерность натекающего на винт потока при проектировании вводится в виде различных коэффициентов (например, рис. 5.12 в [5]), представляется целесообразным рассмотреть режим именно с минимальной скоростью. Например, в [20, 21] используется понятие степени неоднородности потока $\Delta U_{max} = U_{max} - U_{min}$, подразумевающее использование величины U_{min} .

В условиях однородного потока получаемое значение объема области возможной кавитации на этом режиме оказывается в 5,48 раза больше максимального объема на лопасти за корпусом. Такое значительное превышение свидетельствует, что использование при оценке кавитационных качеств гребных винтов номинального поля скоростей явно некорректно. Данный вывод сделан для контейнеровоза с минимальной скоростью $V_{x_{min}}/V_0 = 0,4$ на относительном радиусе $r/R = 0,7$. Впрочем, и для боевых кораблей ситуация останется такой же, хотя и несколько сглаженной из-за меньшей неравномерности номинального поля скорости в диске гребного винта ($V_{x_{min}}/V_0$ – порядка 0,7–0,8).

Режим 4 ($J = 0,558$) – упор в однородном потоке на лопасти равен максимальному упору за корпусом. Однако при этом объем каверны оказывается в однородном потоке почти в 2 раза меньше, чем на лопасти за корпусом, т.е. кавитацию определяет не только силовое воздействие. Полученные результаты позволяют выполнить детальный анализ распределения давления как в объеме, так и на поверхности лопасти, но более тщательное рассмот-

рение деталей обтекания в данной работе представляется нецелесообразным.

Визуализация объемов областей для режимов 1, 3 и 4 при числе кавитации $\sigma_n = 1,835$ предложена на рис. 12–14 (см. вклейку). Для режима 2 визуализация не представлена из-за слишком малого объема области возможной кавитации. На рисунках для лучшего визуального сопоставления областей возможной кавитации положение лопастей для всех режимов соответствует углу $\Theta = 4^\circ$, т.е. положению, в котором объем области возможной кавитации для лопасти за корпусом модели судна максимален. Показана не фронтальная проекция, а проекция с некоторым углом, на которой лучше видна область кромочной кавитации. Для режима 4 она дает несколько больший относительный вклад в суммарный объем, чем для режимов 1 и 3.

Несмотря на то, что выше представлены результаты, полученные при числе кавитации $\sigma_n = 1,835$, соответствующем натурному, представляет интерес и изменение объемов каверн при изменении числа кавитации. Прежде всего это интересно с точки зрения прогнозирования начала кавитации. На рис. 15 (см. вклейку) представлены результаты, полученные для режимов, приведенных в табл. 4, но с вариацией числа кавитации. Для режима 1 (гребной винт за корпусом модели) объем области возможной кавитации определялся при нахождении лопасти в положении $\Theta = 4^\circ$, т.е. для максимального размера области возможной кавитации. Для винта за корпусом это мгновенный объем области возможной кавитации. Пока нет возможности определить, какой объем будет соответствовать в расчетах наблюдаемому (регистрируемому) при испытаниях в кавитационной трубе гребного винта за корпусом модели, т.е. мгновенному значению.

В Крыловском центре проводились кавитационные испытания только в потоке, неоднород-

ность в котором создавалась сетками. Причем рассматривалась развитая кавитация, а не ее начало [21]. Поэтому в настоящей работе использовался тот же критерий, что и для расчетов кавитации в однородном потоке – $V = 1 \text{ мм}^3$ [19], т.е. для слабонестационарного течения с точки зрения колебаний каверны. На рис. 15 этот уровень показан красной линией.

Также следует отметить, что для малых объемов (меньше $0,01\text{--}0,1 \text{ мм}^3$) на получаемые результаты начинают влиять, во-первых, изменение положения объемов значимых областей возможной кавитации (смена типов кавитации), во-вторых, размеры ячеек расчетной сетки.

Первое наиболее хорошо заметно для режима $J = 0,3374$. При $\sigma_n \geq 6,825$ наблюдается кромочная кавитация на больших относительных радиусах (практически на верхней кромке гребного винта), кавитация в осевом вихре отсутствует. Однако уже при $\sigma_n = 6,815$ объем области кавитации в осевом вихре равен объему кромочной кавитации. Так как эти области расположены очень близко, при расчетах объемов они не разделялись, но при визуализации областей с большим увеличением это видно, и при $\sigma_n = 6,815$ наблюдается удвоение суммарного объема.

При дальнейшем уменьшении числа кавитации объем области разрежения в осевом вихре нарастает существенно быстрее, чем объем области разрежения на верхней кромке гребного винта. Поэтому фактически при числах кавитации $\sigma_n < 6,775$ учетом объемов кромочной кавитации можно пренебречь (при $\sigma_n = 6,775$ объем области вихревой кавитации в 6,5 превышает объем области кромочной кавитации). Числа кавитации, при которых начинается вихревая кавитация $\sigma_{\text{вихрь}}$, приведены в табл. 6.

Вторая особенность – «дребезг» на самых малых объемах – обусловлена тем обстоятельством, что при расчете малых объемов областей кавитации

Таблица 6. Начало вихревой кавитации и «критические» числа кавитации

Table 6. Inception of vortex cavitation and “critical” cavitation numbers

№	J	$\sigma_{\text{вихрь}}$	$\sqrt{\sigma_{\text{вихрь}}}$	$\sigma_{\text{крит}}$	$\sqrt{\sigma_{\text{крит}}}$
1	0,9246*	2,880	1,697	2,844	1,686
2	0,7150	1,975	1,405	1,809	1,345
3	0,3374	6,825	2,612	6,728	2,594
4	0,5582	3,445	1,856	3,767	1,941

* J_v (с учетом попутного потока $J = 0,715$).

размеры ячеек расчетной сетки становятся значимыми в сравнении с этими объемами. При этом дальнейшее дробление расчетной сетки нецелесообразно, т.к. сами объемы областей возможной кавитации пренебрежимо малы по сравнению с регистрируемым объемом 1 мм^3 .

Пересечения линии $V = 1 \text{ мм}^3$ на рис. 15 с полученными зависимостями $V(\sigma_n)$ показывают, при каких значениях числа кавитации σ_n рассчитанные объемы областей возможной кавитации будут соответствовать наблюдаемому (регистрируемому) в кавитационных трубах началу кавитации. Эти «критические» числа кавитации $\sigma_{\text{крит}}$ для рассмотренных в работе режимов приведены в табл. 6. Кроме того, там указаны числа кавитации, при которых определяющей становится кавитация в концевом вихре, а не кромочная кавитация – $\sigma_{\text{ливхрь}}$.

Полученные результаты свидетельствуют, что как смена значимых режимов кавитации (с кромочной на вихревую), так и момент наступления кавитации, определяемый по достижении заданного объема каверн, в однородном потоке происходят при совершенно других числах кавитации, чем за корпусом модели судна. Подобрать характерный режим в однородном потоке, который был бы эквивалентен хоть в каком-то смысле режиму обтекания лопасти за корпусом судна, не представляется возможным.

При этом для винта в целом именно из равенства коэффициентов упора гребного винта за корпусом и в свободной воде находится расчетный коэффициент попутного потока W_T , характеризующий взаимодействие гребного винта с корпусом судна. Для отдельной лопасти режим равных упоров (коэффициентов упора) не позволяет сопоставлять локальные характеристики. Для гребного винта в целом такое сопоставление по интегральным характеристикам становится возможным из-за того, что за счет сдвига фаз сил на лопастях происходит сглаживание зависимостей этих характеристик по углу поворота гребного винта.

Полученный результат соответствует общим представлениям. Так, в «Справочнике по теории корабля» [4, с. 527] на основе измерений номинального поля скоростей и поля с учетом влияния гребного винта [4, рис. IV 9] четко указано, что «при прогнозировании периодических сил и изучении вопросов, связанных с кавитацией, целесообразно учитывать изменение поля скоростей, обусловленное работой движителя». Так что в данной работе просто продемонстрированы возможности современных методов в изучении этих вопросов.

Возможные последствия при принятии проектных решений

Possible consequences of the design decisions

В каких случаях использование номинального поля скорости может оказывать негативное воздействие на принятие технических решений? Например, в работе [22] предложен «метод оценки опасности широкополосных пульсаций давления для спроектированного гребного винта». В п. 2 данной работы [22] указано, что «данные по полю скоростей в диске винта принимаются по результатам модельных испытаний в опытовом бассейне».

Соответственно можно было бы предположить, что при оценке длин каверн (а в [22] оцениваются именно длины, иного используемый в работе метод расчета не позволял), будет допущена ошибка, аналогичная разнице в рис. 12 и 13 настоящей работы. Однако реально она будет меньше, так как в [22] для оценки длин каверн используется метод, аналогичный [23, 24]. В этом методе за счет учета скоростей, вызванных работой гребного винта, погрешность от использования в качестве исходной информации номинального поля скоростей будет уменьшена.

Останется только составляющая погрешности, связанная с отсутствием учета влияния гребного винта на обтекание собственно корпуса судна. В частности, это может быть ликвидация отрыва потока на корпусе судна за счет работы гребного винта. Или изменение условий формирования потока в кормовой оконечности на судах полных обводов за счет воздействия вызванных гребным винтом скоростей на крупномасштабную турбулентность [25]. Оба фактора приводят к изменению поля скорости перед винтом.

Методы, аналогичные [23, 24], не позволяют учесть эти факторы. Так что некоторая погрешность при использовании номинального поля для оценки опасности широкополосных пульсаций давления для спроектированного гребного винта все же останется. Однако методы, основанные на решении уравнений Рейнольдса, когда решается задача об обтекании потоком воды системы «винт – корпус» (можно и со всеми выступающими частями), позволяют учесть все особенности обтекания и, соответственно, уменьшить возможные погрешности.

В отличие от случая, описанного в предыдущем абзаце, в работе [26] предлагается алгоритм учета номинального поля, при использовании которого

ошибки проявятся в полном объеме. К каким именно ошибкам это приведет в результате – тема отдельного исследования.

Однако стоит привести отрывок из работы [26] полностью: «Практика проектирования гребных винтов основана на максимально точном расположении кавитационной диаграммы винта относительно режимов, характеризующих работу лопасти [26, рис. 6]. Иначе говоря, проектировщик должен путем изменения геометрии винта (распределения шага и кривизны) максимально точно поместить петлю, характеризующую в терминах числа кавитации и мгновенной поступи режимы работы лопасти за полный оборот винта в неоднородном поле скоростей, внутрь кавитационной корзины, характеризующей начало кавитации на данной поступи и получаемой в результате кавитационных испытаний модели винта в открытой воде». Ниже для наглядности приводится рис. 6 из работы [26] – рис. 16 (см. вклейку).

Крайние левые точки этой «петли» при малых поступях как раз соответствуют рассмотренному режиму 3 табл. 4: $J = 0,3374$ (минимальное значение скорости в номинальном поле). Значения поступей и чисел кавитации для объекта, рассмотренного в [26], отличаются от рассмотренных в данной работе (другой объект), однако смысл остается тот же. Представленные на рис. 15 и в табл. 6 результаты показывают, что для винта КР5405 объемы областей возможной кавитации для этого режима будут существенно больше, чем за корпусом модели КС. Соответственно определяемое по уровню объема области возможной кавитации $V = 1 \text{ мм}^3$ начало кавитации в однородном потоке будет регистрироваться при существенно больших числах кавитации, чем за корпусом ($\sqrt{\sigma_{\text{лкрит}}} = 2,594$ вместо 1,686).

Рис. 12 и 13 дают представление о разнице объемов каверн для сравниваемых режимов (1 и 3) при одинаковом числе кавитации. Т.е. рассмотренная минимальная (по номинальному полю) поступь не является представительной. Даже при переходе от режима с минимальной скоростью в номинальном поле (режим 3) хотя бы к режиму равного упора на лопасти (режим 4) поступь изменяется в 1,65 раза (с $J = 0,3374$ на $J = 0,5582$). То есть уже наличествует сильный сдвиг вправо по минимальной поступи, и, соответственно, помещать «петлю» внутрь корзины намного проще. А ведь на режиме 4 начало кавитации прогнозируется раньше, чем за корпусом (режим 1). Для объекта, рассмотренного в [26], со-

отношения будут несколько иные, но качественно в том же направлении.

Таким образом, расположение «петли», рассчитанной по номинальному полю скорости, внутри кавитационной корзины ведет к избыточному запасу по началу кавитации, одновременно снижая возможные гидродинамические характеристики. Об этом, кстати, говорят и некоторые специалисты, занимающиеся оценками критической скорости, в частности доктор технических наук, член ученого совета ФГУП «Крыловский государственный научный центр» Г.И. Каневский.

Заключение

Conclusion

Опыт использования численных методов в Крыловском центре показывает, что для решения ряда задач корабельной гидродинамики они оказываются предпочтительнее экспериментальных методов по информативности.

Показано, что локальные и интегральные характеристики отдельной лопасти в составе системы «корпус – винт» существенно отличаются от аналогичных характеристик в условиях, когда они определяются в однородном потоке для скоростей, полученных для номинального поля скорости в диске гребного винта за корпусом модели судна или из сопоставления силовых характеристик лопасти.

Игнорирование данного факта и традиционное использование при проектировании гребных винтов номинального поля скоростей (измеренных или рассчитанных) без учета локальных особенностей обтекания лопастей за корпусом судна может приводить к принятию не совсем корректных технических решений, обусловленных, например, прогнозированием в этом случае более раннего начала кавитации.

Требуется разработка других подходов к проектированию гребных винтов. Однако обсуждение этого вопроса и его детализация выходят за рамки данной статьи. Здесь только проиллюстрированы возможности современных методов расчета в части их использования при анализе локальных особенностей обтекания гребных винтов.

Список использованной литературы

1. Лобачев М.П., Сазонов К.Е., Чичерин И.А. Модельный и численный эксперимент в теории корабля // Проблемы масштабного эффекта в гидродинамике: сборник статей к 100-летию со дня рождения

- Ю.В. Кривцова. Санкт-Петербург : ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, 2001. С. 33–45.
2. Соотношение расчетных и экспериментальных методов в современной гидродинамике судна / *А.В. Пустошный, В.О. Боруевич, В.В. Магаровский, А.Е. Таранов* // Труды Крыловского государственного научного центра. 2020. Вып. 2(392). С. 36–50. DOI: 10.24937/2542-2324-2020-2-392-36-50.
3. Сравнительный анализ двух подходов к разработке аэрогидродинамической компоновки скоростного амфибийного судна / *П.С. Калысов, М.П. Лобачев, А.И. Лукьянов, А.В. Февральских, В.В. Шабаров* // Морской вестник. 2017. № 3(63). С. 22–25.
4. Справочник по теории : В 3 т. Т. 1 : Гидромеханика. Сопротивление движению судов. Судовые движители / [Я.И. Войткунский и др.]. Ленинград : Судостроение, 1985. 764 с.
5. *Турбал В.К., Шпаков В.С., Штумпф В.М.* Проектирование обводов и движителей морских транспортных судов. Ленинград : Судостроение, 1983. 304 с.
6. *Таранов А.Е.* Определение локальных и интегральных гидродинамических характеристик контейнеровоза в цифровом бассейне // Труды Крыловского государственного научного центра. 2019. Вып. 3(389). С. 73–82. DOI: 10.24937/2542-2324-2019-3-389-73-82.
7. Numerical ship hydrodynamics : an assessment of the Tokyo 2015 Workshop. Cham : Springer, 2021. 449 p. (Lecture notes in applied and computational mechanics ; Vol. 94).
8. Experimental Investigation of the Flow Characteristics Around Practical Hull Forms / *S.H. Van, W.J. Kim, G.T. Yim* [et al.] // Proceedings of 3rd Osaka Colloquium on Advanced CFD Applications to Ship Flow and Hull Form Design. Osaka, Japan, 1998.
9. *Kim W.J., Van D.H., Kim D.H.* Measurement of flows around modern commercial ship models // Experiments in Fluids. 2001. No. 31. P. 567–578.
10. *Hino T.* Proceedings of Workshop on CFD Tokyo 2005. NMRI report, 2005.
11. *Simonsen C., Otzen J., Stern F.* EFD and CFD for KCS heaving and pitching in regular head waves // Proceedings of 27th Symp. Naval Hydrodynamics, Seoul, Korea, 2008.
12. *Zou L., Larsson L.* Additional data for resistance, sinkage and trim // Numerical Ship Hydrodynamics: An Assessment of the Gothenburg 2010 Workshop / Ed. *L. Larsson* [et al.]. Doordrecht : Springer Business Media, 2014. P. 255–264.
13. *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.
14. Correlation-based transition model using local variables. Part 1: Model Formulation / *F.R. Menter, R.B. Langtry, S.R. Likki* [et al.] // ASME J. Turbomachinery. 2006. № 128(3). P. 413–422.
15. ITTC : Recommended Procedures and Guidelines : 7.5-02-03-01.1. Propulsion/Bollard Pull Test : Rev. 05 / Ed. Propulsion Committee of the 28th ITTC. 2017. 17 p.
16. *Кацман Ф.М., Пустошный А.Ф., Штумпф В.М.* Пропульсивные качества морских судов. Ленинград : Судостроение, 1972. 403 с.
17. *Paik K.-J.* Numerical study on the hydrodynamic characteristics of a propeller operating beneath a free surface // International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering. 2017. No. 9(6). P. 655–667.
18. *Турбал В.К.* Экспериментальное исследование влияния направляющей насадки на степень неравномерности работы гребного винта двухвального судна // IX научно-техническая конференция по экспериментальной гидромеханике судна : сборник докладов. Вып. 97. Ленинград : НТО СП, 1967.
19. *Лобачев М.П., Рудниченко А.А.* Расчетное определение начала кавитации рабочего колеса водометного движителя насосного типа // Труды Крыловского государственного научного центра. 2019. Вып. 3(389). С. 63–72. DOI: 10.24937/2542-2324-2019-3-389-63-72.
20. *Пустошный А.В.* Кавитация гребных винтов транспортных судов. Исследования XXI века: монография. Санкт-Петербург: Крыловский государственный научный центр, 2022. 260 с.
21. *Пустошный А.В., Коваль А.А.* О методиках прогнозирования шума гребных винтов транспортных судов // Труды Крыловского государственного научного центра. 2021. Вып. 2(396). С. 13–36. DOI: 10.24937/2542-2324-2021-2-396-13-36.
22. *Пустошный А.В., Коваль А.А.* Метод оценки широкополосных пульсаций давления кавитирующего гребного винта // Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. 2013. Вып. 73(357). С. 133–146.
23. *Ачкинадзе А.Ш., Красильников В.И., Степанов И.Э.* «SPA-2000» – программа поверочного расчета гребного винта в неравномерном поле скоростей усовершенствованным панельным методом // Проблемы мореходных качеств судов, корабельной гидромеханики и освоения шельфа : тезисы докладов науч.-техн. конф. «XL Крыловские чтения». Санкт-Петербург : ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, 2001. С. 63–65.
24. *Ачкинадзе А.Ш., Степанов И.Э., Красильников В.И.* Расчетное определение областей кавитации на лопастях гребного винта и на руле // Морские интеллектуальные технологии. 2009. № 4. С. 41–47.

25. Лобачев М.П. Исследование особенностей течения вязкой жидкости в кормовой оконечности судов с полными обводами // Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. 2013. Вып. 78(362). С. 5–28.
26. Пустошный А.В., Дарчиев Г.К., Фролова И.Г. Развитие научной базы проектирования гребных винтов для транспортных судов ледовых классов // Труды Крыловского государственного научного центра. 2019. Вып. 1(387). С. 7–19. DOI: 10.24937/2542-2324-2019-1-387-7-19.

References

1. Lobachev M.P., Sazonov K.E., Chicherin I.A. Physical and numerical experiment in ship theory // Problemy mashtabnogo effekta v gidrodinamike (Scale Effects in Hydrodynamics) : Compendium of papers to commemorate 100th anniversary of Yu.V. Krivtsov. St. Petersburg : Krylov Central Research Institute, 2001. P. 33–45 (in Russian).
2. Modern ship hydrodynamics: calculations vs experiments / A.V. Pustoshny, V.O. Borusevich, V.V. Magarovsky, A.E. Taranov // Transactions of Krylov State Research Centre. 2020. Vol. 2(392). С. 36–50. DOI: 10.24937/2542-2324-2020-2-392-36-50 (in Russian).
3. Two approaches to aerodynamic configuration of high-speed amphibious vessel / P.S. Kalyasov, M.P. Lobachev, A.I. Lukyanov, A.V. Fevralskih, V.V. Shabarov // Morskoy Vestnik. 2017. No. 3(63). P. 22–25 (in Russian).
4. Handbook of ship theory: in 3 volumes. Vol. 1: Hydro-mechanics. Ship resistance. Ship propulsors / [Ya. Voitkunsky et al.]. Leningrad : Sudostroenie, 1985. 764 p. (in Russian).
5. Turbal V.K., Shpakov V.S., Shtumpf V.M. Design of hull lines and propellers for sea-going cargo carriers. Leningrad : Sudostroenie, 1983. 304 p. (in Russian).
6. Taranov A.E. Determination of local and integral hydrodynamic parameters of container cargo carrier in digital basin // Transactions of Krylov State Research Centre. 2019. Vol. 3(389). P. 73–82. DOI: 10.24937/2542-2324-2019-3-389-73-82 (in Russian).
7. Numerical ship hydrodynamics : an assessment of the Tokyo 2015 Workshop. Cham : Springer, 2021. 449 p. (Lecture notes in applied and computational mechanics ; Vol. 94).
8. Experimental Investigation of the Flow Characteristics Around Practical Hull Forms / S.H. Van, W.J. Kim, G.T. Yim [et al.] // Proceedings of 3rd Osaka Colloquium on Advanced CFD Applications to Ship Flow and Hull Form Design. Osaka, Japan, 1998.
9. Kim W.J., Van D.H., Kim D.H. Measurement of flows around modern commercial ship models // Experiments in Fluids. 2001. No. 31. P. 567–578.
10. Hino T. Proceedings of Workshop on CFD Tokyo 2005. NMRI report, 2005.
11. Simonsen C., Otzen J., Stern F. EFD and CFD for KCS heaving and pitching in regular head waves // Proceedings of 27th Symp. Naval Hydrodynamics, Seoul, Korea, 2008.
12. Zou L., Larsson L. Additional data for resistance, sinkage and trim // Numerical Ship Hydrodynamics: An Assessment of the Gothenburg 2010 Workshop / Ed. L. Larsson [et al.]. Doordrecht : Springer Business Media, 2014. P. 255–264.
13. 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.
14. Correlation-based transition model using local variables. Part 1: Model Formulation / F.R. Menter, R.B. Langtry, S.R. Likki [et al.] // ASME J. Turbomachinery. 2006. № 128(3). P. 413–422.
15. ITTC : Recommended Procedures and Guidelines : 7.5-02-03-01.1. Propulsion/Bollard Pull Test : Rev. 05 / Ed. Propulsion Committee of the 28th ITTC. 2017. 17 p.
16. Katsman F.M., Pustoshny A.F., Shtumpf V.M. Propulsion qualities of marine vessels. Leningrad : Sudostroenie, 1972. 510 p. (in Russian)
17. Paik K.-J. Numerical study on the hydrodynamic characteristics of a propeller operating beneath a free surface // International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering. 2017. No. 9(6). P. 655–667.
18. Turbal V.K. Experimental study of duct effect upon operational uniformity of double-shafter propeller // IX Scientific & Technical Conference on Experimental Ship Hydromechanics : compendium of papers. Vol. 97. Leningrad : NTO-SP, 1967 (in Russian).
19. Lobachev M.P., Rudnichenko A.A. Cavitation inception calculation for pumpjet impeller // Transactions of Krylov State Research Centre. 2019. Vol. 3(389). P. 63–72. DOI: 10.24937/2542-2324-2019-3-389-63-72 (in Russian).
20. Pustoshny A.V. Propeller cavitation of cargo carriers. Research of the XXI century. Monograph. St. Petersburg : Krylov State Research Centre, 2022. 260 p. (in Russian).
21. Pustoshny A.V., Koval A.A. Methods for predicting the noise of transport vessels propellers // Transactions of Krylov State Research Centre. 2021. Vol. 2(396). P. 13–36. DOI: 10.24937/2542-2324-2021-2-396-13-36 (in Russian).
22. Pustoshny A.V., Koval A.A. A Method to evaluate broadband pressure fluctuations for the cavitating propeller // Transactions of Krylov Central Research Institute. 2013. Vol. 73(357). P. 133–146 (in Russian).

23. *Achkinadze A.Sh., Krasilnikov V.I., Stepanov I.E.* SPA 2000 software for verification calculations of propellers in non-uniform wake field by means of improved panel method // Problems of ship seakeeping qualities, ship hydromechanics and offshore engineering: abstracts of papers of science & engineering conference "XL Krylov Readings". St. Petersburg: Krylov Shipbuilding Research Institute, 2001. P. 63–65 (*in Russian*).
 24. *Achkinadze A.Sh., Stepanov I.E., Krasilnikov V.I.* Calculation of cavitation areas on propeller blades and rudder // Marine Intellectual Technologies. 2009. No. 4. P. 41–47 (*in Russian*).
 25. *Lobachev M.P.* Study of flow specifics near sterns of ships with ample hull lines // Transactions of Krylov Central Research Institute. 2013. Vol. 78(362). P. 5–28 (*in Russian*).
 26. *Pustoshny A.V., Darchiey G.K., Frolova I.G.* Development of scientific basis in design of propellers for ice-class carrier ships // Transactions of Krylov State Research Centre. 2019. Vol. 1(387). C. 7–19. DOI: 10.24937/2542-2324-2019-1-387-7-19 (*in Russian*).
- ский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 748-63-19. E-mail: A_Rudnichenko@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-4567-7125>.
Таранов Андрей Евгеньевич, к.т.н., начальник отделения математического моделирования и суперкомпьютерных технологий ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 748-63-19. E-mail: AE_Taranov@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-1325-3838>.

About the authors

Mikhail P. Lobachev, Cand. Sci. (Eng), Head of Mathematical Simulation Department, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 415-45-99. E-mail: M_Lobachev@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0001-5669-9058>.

Alexey A. Rudnichenko, Head of Sector of Mathematical Simulation Department, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 748-63-19. E-mail: A_Rudnichenko@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-4567-7125>.

Andrey Ye. Taranov, Cand. Sci. (Eng), Head of Mathematical Simulation and Supercomputer Technologies Division, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 748-63-19. E-mail: AE_Taranov@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-1325-3838>.

Сведения об авторах

Лобачев Михаил Павлович, к.т.н., начальник отдела математического моделирования ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 415-45-99. E-mail: M_Lobachev@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0001-5669-9058>.

Рудниченко Алексей Андреевич, начальник сектора отдела математического моделирования ФГУП «Крылов-

Поступила / Received: 02.03.23

Принята в печать / Accepted: 06.06.23

© Лобачев М.П., Рудниченко А.А., Таранов А.Е., 2023

Рис. 3. Распределение продольной компоненты безразмерной скорости в плоскости диска гребного винта ($x/L_{pp} = 0,4825$) [6]

Fig. 3. Longitudinal non-dimensional speed distribution in propeller plane ($x/L_{pp} = 0.4825$) [6]

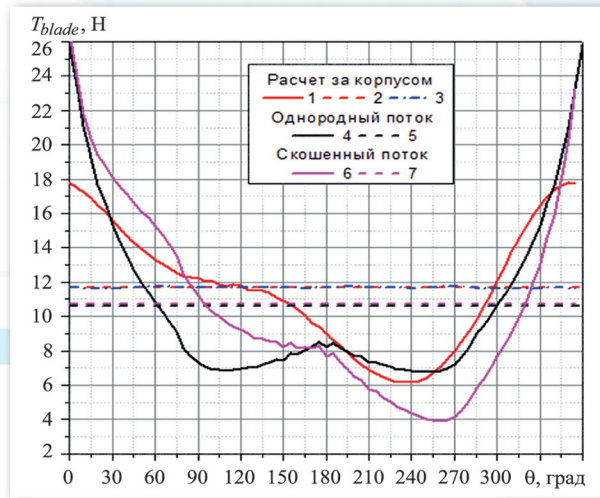
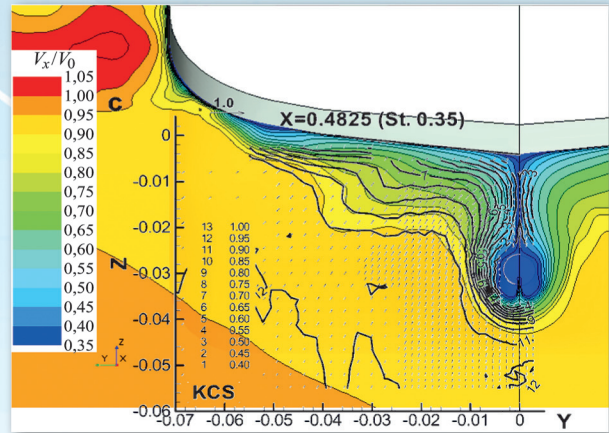


Рис. 8. Зависимости от углового положения упора на отдельной лопасти для разных вариантов расчета (расшифровка обозначений – в тексте)

Fig. 8. Thrust on separate blade as function of blade angle for different calculation variants (the nomenclature is explained in the main text of this article)

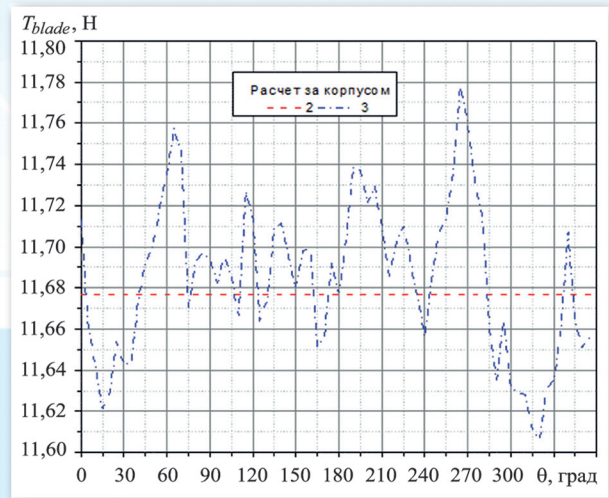


Рис. 9. Расчет за корпусом: 2 – зависимость от углового положения Θ 1/5 суммы мгновенных значений упора на всех лопастях ГВ за корпусом модели судна (ТЗ); 3 – значение 1/5 среднего за оборот упора на всех лопастях гребного винта (подробная расшифровка обозначений – в тексте)

Fig. 9. Behind-hull calculation: 2 – 1/5 of the total instantaneous thrust of all propeller blades in behind-hull condition (TЗ) as function of angle Θ ; 3 – 1/5 of average (per one revolution) thrust of all blades (the nomenclature is explained in the main text of this article)

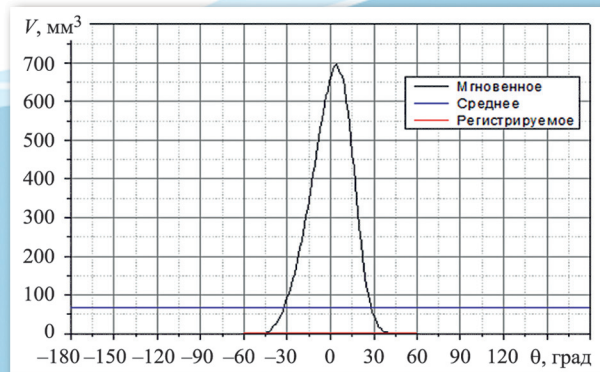


Рис. 10. Объем области возможной кавитации на лопасти винта KP505 за корпусом модели контейнеровоза KCS, $\sigma_n = 1,835$. Регистрируемое: $V = 1 \text{ мм}^3$

Fig. 10. Volume of possible cavitation area on propeller blade KP505 behind hull of KCS container ship KCS, $\sigma_n = 1.835$. Recorded value: $V = 1 \text{ mm}^3$

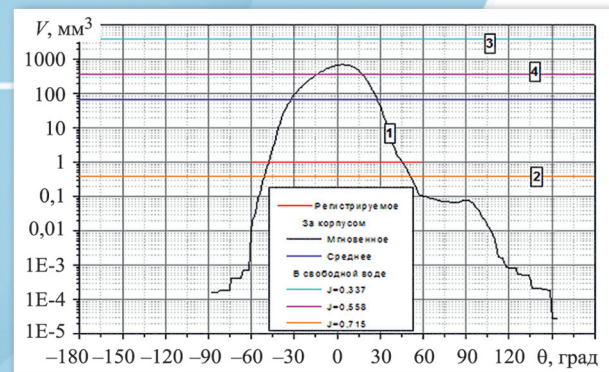


Рис. 11. Объем области возможной кавитации на лопасти винта KP505 за корпусом модели контейнеровоза KCS и в свободной воде (логарифмический масштаб), $\sigma_n = 1,835$

Fig. 11. Volume of possible cavitation area on propeller blade KP505 behind hull of KCS container ship KCS and in open water (log scale), $\sigma_n = 1.835$

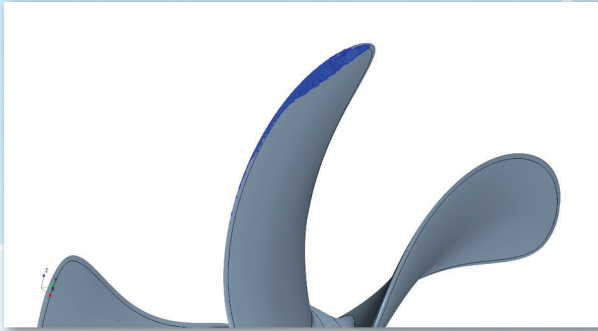


Рис. 12. Область с давлением ниже давления насыщенных паров на лопасти за корпусом модели судна. $\Theta = 4^\circ$. Режим 1: $J_v = 0,9246$, $\Theta = 4^\circ$, $\sigma_n = 1,835$

Fig. 12. Depressurization area on the blade in behind hull condition. $\Theta = 4^\circ$. Scenario 1: $J_v = 0.9246$, $\Theta = 4^\circ$, $\sigma_n = 1.835$

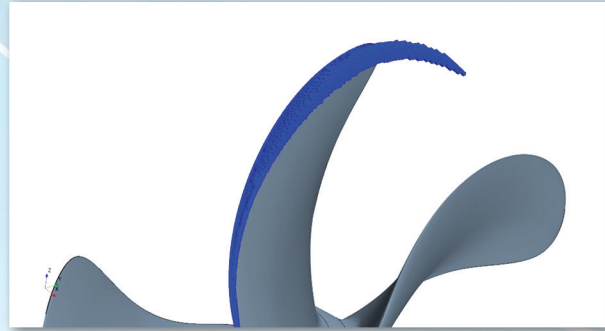


Рис. 13. Область с давлением ниже давления насыщенных паров на лопасти в однородном потоке. Режим 3: $J = 0,3374$, $\sigma_n = 1,835$

Fig. 13. Depressurization area on the blade in uniform flow. Scenario 3: $J = 0.3374$, $\sigma_n = 1.835$



Рис. 14. Область с давлением ниже давления насыщенных паров на лопасти в однородном потоке. Режим 4: $J = 0,5582$, $\sigma_n = 1,835$

Fig. 14. Depressurization area on the blade in uniform flow. Scenario 4: $J = 0.5582$, $\sigma_n = 1.835$

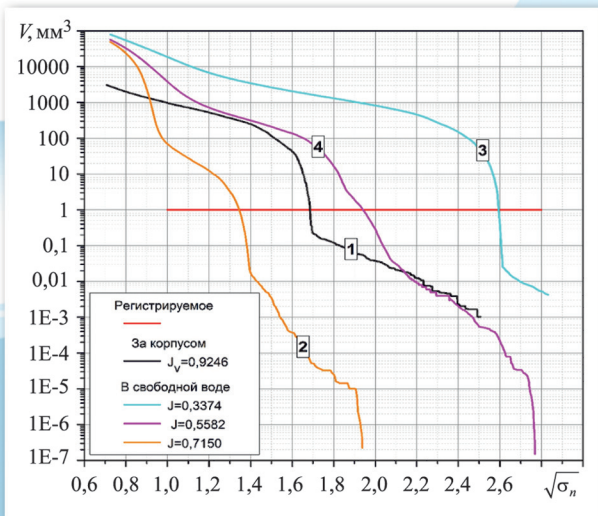


Рис. 15. Зависимость объемов областей возможной кавитации от числа кавитации на лопасти винта КР505 за корпусом модели контейнеровоза KCS и в свободной воде

Fig. 15. Possible cavitation volumes on KP505 propeller blade as functions of cavitation number behind KCS containership hull and in open water

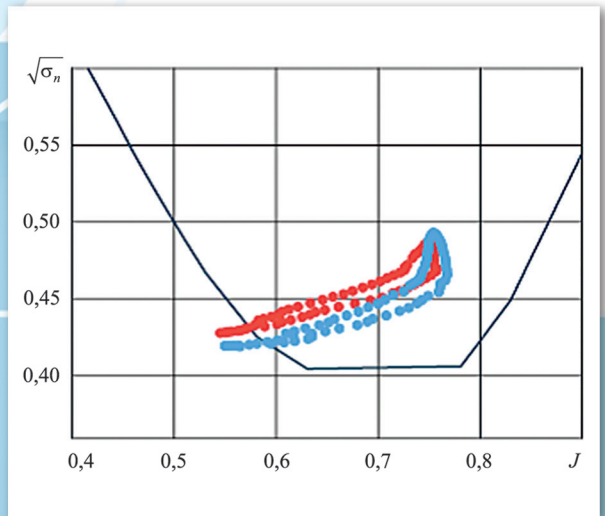


Рис. 16. Типичное расположение кривой распределения числа кавитации в зависимости от мгновенной поступи при вращении лопасти относительно кавитационной диаграммы при проектировании винта [26]

Fig. 16. Typical cavitation bucket as function of instant advance when the blade rotates with respect to the cavitation bucket in the process of propeller design [26]