

ТЕОРИЯ КОРАБЛЯ И СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

УДК 629.5.035.5+532.51
EDN: TPRGRM

В.А. Бушковский, А.В. Кузнецова^{ID}, А.В. Пустошный^{ID}, А.Е. Таранов^{ID}
ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

ИССЛЕДОВАНИЯ АВАРИЙНОГО РЕВЕРСА ГРЕБНЫХ ВИНТОВ. ЧАСТЬ 2. ИССЛЕДОВАНИЯ РЕВЕРСА ДВИЖИТЕЛЕЙ И CFD МЕТОДИКА КРЫЛОВСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО НАУЧНОГО ЦЕНТРА ДЛЯ РАСЧЕТА РЕВЕРСА

Объект и цель научной работы. Статья представляет собой часть 2 из двухчастной работы, посвященной исследованиям аварийного реверса (АР) гребного винта (ГВ). Объектом исследования является процесс АР гребных винтов различных типов, включая нагрузки на лопастях. В данной части анализируются особенности работы на АР винтов регулируемого шага (ВРШ) и винтов в насадке, а также представлена приближенная расчетная методика CFD (от англ. «вычислительная гидродинамика») анализа нагрузок на лопастях при АР, разработанная в Крыловском государственном научном центре (далее – Крыловский центр).

Материалы и методы. Анализируются результаты опубликованных как расчетных, так и экспериментальных исследований реверса винтов. В части 2 приведены обзор экспериментальных и расчетных исследований реверса винтов фиксируемого шага (ВФШ) методами CFD, выполненных за рубежом, а также расчетная методика CFD для оценки нагрузок на лопастях при реверсе, разработанная в Крыловском центре.

Основные результаты. На основании обзора результатов экспериментальных и компьютерных исследований, посвященных реверсу, составлена обобщенная картина развития течений вокруг ВРШ и винтов в насадке на АР, обобщены данные по изменению нагрузок на лопастях ГВ и отмечены особенности поведения вихревого кольца вблизи этих движителей. Представлена разработанная в Крыловском центре CFD методика для оценки нагрузок на лопастях.

Закключение. Нагрузки на реверсе являются наиболее опасными для прочности лопастей и должны оцениваться при проектировании гребных винтов. Нагрузки на лопастях ВРШ несколько ниже, чем для ВФШ. Для винтов в насадке важны оценки сил не только на лопастях, но и на насадке. CFD методика Крыловского центра позволила получить результаты, хорошо согласующиеся с результатами известных исследований АР, и позволяет проводить анализ средних и динамических нагрузок АР при решении практических задач.

Ключевые слова: аварийный реверс винта, осредненные нагрузки, динамические нагрузки, вихревое кольцо.
Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

NAVAL ARCHITECTURE

UDC 629.5.035.5+532.51
EDN: TPRGRM

V.A. Bushkovsky, A.V. Kuznetsova^{ID}, A.V. Pustoshny^{ID}, A.E. Taranov^{ID}
Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

CRASH-STOP STUDIES FOR PROPELLERS. PART 2. PROPELLER CRASH-BACK RESEARCH AND CFD-BASED KRYLOV STATE RESEARCH CENTRE PROCEDURE FOR PROPELLER CRASH-STOP CALCULATION

Для цитирования: Бушковский В.А., Кузнецова А.В., Пустошный А.В., Таранов А.Е. Исследования аварийного реверса гребных винтов. Часть 2. Исследования реверса движителей и CFD методика Крыловского государственного научного центра для расчета реверса. Труды Крыловского государственного научного центра. 2024; 3(409): 17–32.

For citations: Bushkovsky V.A., Kuznetsova A.V., Pustoshny A.V., Taranov A.E. Crash-stop studies for propellers. Part 2. Propeller crash-back research and CFD-based Krylov State Research Centre procedure for propeller crash-stop calculation. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2024; 3(409): 17–32 (in Russian).

Object and purpose of research. This paper is the second (and the final) part of propeller crash-stop research. It discusses various propellers in terms of their crash-stop behavior, including blade loads. This paper will analyse crash-stop specifics of fixed-pitch propellers (FPPs) and ducted propellers, and will also present an approximate CFD-based procedure for crash-stop load analysis developed by Krylov State Research Centre.

Materials and methods. The study analyses available publications about both computational and experimental studies on propeller crash-stop. This Part 2 will review international experience of both experimental studies and CFD calculations for FPPs to estimate their crash-stop blade loads, as well as present the approximate CFD-based procedure for crash-stop load analysis developed by Krylov State Research Centre.

Main results. Reviewing the results of experimental studies and computer-based investigations for the crash-stop phenomenon, this paper gives a summary of flow development around FPPs and ducted propellers and their blade load dynamics in crash-stop conditions, dwelling on the peculiarities of turbulent ring behavior around these propulsors. The study also presents the CFD-procedure for blade load assessment adopted by Krylov State Research Centre.

Conclusion. Crash-stop loads are the most dangerous in terms of blade strength, so they will have to be taken into account by propeller designers. For CPPs these loads are somewhat lower than for FPPs, whereas ducted propellers require force assessment not only for their blades but for their ducts, too. Krylov State Research Centre performs its crash-stop studies as per its own CFD-based procedure. Its results are in good correlation with available crash-stop research data. This procedure is suitable for analysis of average and dynamic crash-stop loads in practical propeller design.

Keywords: propeller crash-stop, average loads, dynamic loads, ring vortex.

The authors declare no conflicts of interest.

Введение

Introduction

В части 1 статьи были рассмотрены основные термины и история развития исследований аварийного реверса, представлена приближенная методика оценки сил на лопастях, разработанная в Крыловском центре в конце XX в. и применяемая при практическом проектировании гребных винтов. Рассмотрены физические аспекты формирования потока вблизи ВФШ при АР и приведен обзор экспериментальных и расчетных исследований стационарных и нестационарных составляющих сил на лопастях ВФШ. Выявлены расчетные методы, которые с приемлемой для практики точностью могут применяться при анализе нагрузок на лопастях при АР.

В части 2 статьи продолжен обзор исследований АР применительно к ВРШ и винтам в насадке. Описана CFD методика, разработанная в Крыловском центре с использованием метода Detached Eddy Simulations (DES), для расчета нагрузок на лопастях на АР. Представлены результаты использования этой методики для анализа нагрузок для ВФШ с большой саблевидностью лопастей в широком диапазоне изменения отрицательной поступи.

1. Исследования аварийного реверса винтов регулируемого шага

1. Crash-stop studies for CPPs

Реверс с ВРШ – отдельное направление исследований АР. Целью является получение для режима АР надежных данных не только по упору, моменту

и нагрузкам, но и по шпindelьному (скручивающему) моменту на лопасти, величина которого на реверсе должна учитываться при выборе характеристик механизма изменения шага лопастей. Главные отличия режима АР с ВФШ и с ВРШ заключаются в следующем:

- Для ВФШ реверс упора винта достигается изменением направления его вращения ($n < 0$), при котором входящая и выходящая кромки лопастей меняются по функционалу. В процессе АР, во избежание перегрузки механических элементов валолинии, необходимо выдержать определенное время, прежде чем подвести к винту реверсивный момент. За это время скорость судна несколько уменьшится благодаря сопротивлению корпуса.
- Для ВРШ на режиме АР направление вращения вала не меняется, оно всегда положительно. С началом маневра АР лопасти винтов поворачиваются вокруг шпindelьной оси, шаг снижается и достигает отрицательного значения, максимально допустимого для данной конструкции механизма изменения шага (МИШ). На рис. 1 (см. вклейку) показано снижение шага для цилиндрического сечения лопасти. Поступь ВРШ всегда положительная, хотя упор может быть отрицательным (кривые действия ВРШ лежат в 1-м и 4-м квадрантах, 2-й квадрант для ВРШ соответствует режиму движения судна назад). Изменение шага вплоть до максимального отрицательного значения происходит за короткое время. За этот период изменение осевой скорости V_a также мало, много меньше, чем для ВФШ. Лопасть ВРШ всегда работает закругленной входящей кромкой вперед (рис. 1).

С уменьшением шага давление увеличивается на засасывающей стороне лопасти и уменьшается на нагнетающей, стороны меняются функциями. Возникают зоны отрыва на новой засасывающей стороне, но их размеры меньше, чем при АР ВФШ.

Отметим, что аналогичная картина, с сохранением функций входящей и выходящей кромок, имеет место для частного случая ВФШ при его установке на поворотной колонке, когда ее реверс осуществляется поворотом на 180° [1]. Для расчета этого случая необходимы диаграммы испытаний винта на колонке в 4 квадрантах.

Исследования для ВРШ осложняются тем, что комплекс информации, необходимой для оценки характеристик АР, должен включать кривые действия для нескольких (обычно до 10) шаговых отношений (вместо одного шага для ВФШ). Для иллюстрации на рис. 2 показаны кривые действия ВРШ в 4 квадрантах, полученные в [22] для расчета его пропульсивных характеристик, в частности, на режиме динамического позиционирования, для которого характерна частая смена направления тяги ВРШ. Для режима АР важны только характеристики в 1-м и 4-м квадрантах, во 2-м квадранте характеристики винта соответствуют операциям на заднем ходу (разгону при шаге $P/D < 0$ и торможению с заднего хода при $P/D > 0$). Как видно, для ВРШ необходимо существенное увеличение объема и стоимости экспериментальных (равно как и расчетных) исследований.

Кажущийся очевидным путь использования для оценок гидродинамических характеристик ВРШ на АР данных серийных испытаний ВФШ в 4 квадрантах, согласно [7], не слишком корректен из-за ряда отличий геометрии лопастей ВРШ. Выбор контура лопасти ВРШ обусловлен минимизацией скручивающего момента, определяющего необходимые характеристики механизма изменения шага МИШ (по этому параметру ограниченная информация содержится в работах [8–10]). Одновременно выбор контура лопасти и дискового отношения A/Ad ВРШ должны обеспечить ее разворот через шаг $P/D = 0$ на реверс без касания соседней лопасти. При оформлении сопряжения лопасти с фланцем необходимо обеспечить отсутствие концентрации напряжений. Это заставило MARIN разработать *C* и *D* серии открытых ВРШ и ВРШ в насадке соответственно.

Вопрос о большом объеме испытаний по определению диаграмм ВРШ настолько актуален, что в MARIN, где график испытаний всегда очень плотный, был проведен поиск новых технологий

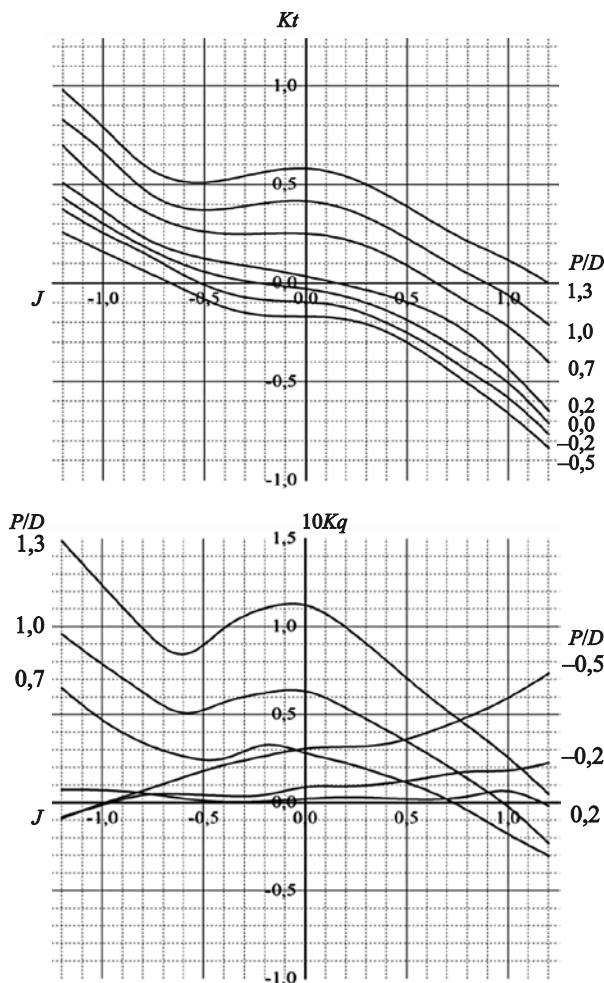


Рис. 2. Пример кривых действия винта регулируемого шага в 4 квадрантах [22]

Fig. 2. Example of CPP performance curves (4 quadrants) [22]

испытаний ВРШ с меньшей трудоемкостью. В частности, с появлением сенсорных датчиков для измерения упора и момента на валу, а также скручивающего момента на лопасти (рис. 3) появилась возможность проводить динамические измерения на высоких частотах. На этой основе возникла идея квазистационарных испытаний для определения характеристик винта в свободной воде. В [7] такая методика впервые использована для испытаний ВРШ и показано, что при снижении объема испытаний в 8–10 раз их точность не уступает испытаниям по традиционной технологии.

В [7] испытывалась модель 4-лопастного ВРШ № 7216R с геометрией, типичной для скоростных судов с высокой мощностью и с требованиями по

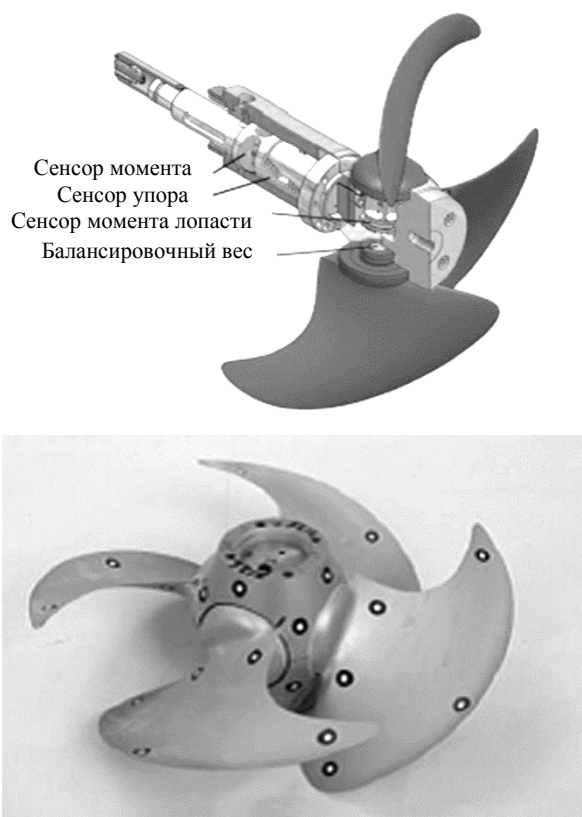


Рис. 3. Расположение сенсоров, закрепленных на ступице и лопастях винта регулируемого шага 7261R [7]

Fig. 3. Arrangement of sensors on CPP 7261R hub and blades [7]

комfortу (рис. 3). При анализе экспериментов изменение угла поступи в диапазоне $-90^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$ определяло полный набор характеристик ВРШ в 1-м и 4-м квадрантах. Программа испытаний позволяла получить полные кривые действия винта в 2 квадрантах всего за 4 пробега (табл. 1).

Пробеги № 1 и № 2 при движении буксировочной тележки вперед с вариацией скорости или оборотов винта позволяли получить результаты в 1-м квадранте (β от 0 до 90°); пробеги № 3 и № 4 с изменением скорости или оборотов винта позволяли получить результаты в 4-м квадранте (β от 0 до -90°). Для пробегов № 3 и № 4 рассматривались два возможных варианта проведения испытаний: а) при движении тележки назад; б) с реверсной установкой винта на валу (с разворотом каждой лопасти на 180°). В [7] вариант б) признан менее предпочтительным.

Ниже в связи с целями настоящей статьи рассмотрено нестационарное поведение характеристик ВРШ по результатам испытаний [7] при синусоидальном изменении скорости тележки и частоты вращения винта.

При работе ВРШ на конструктивном шаге вблизи проектного режима (1-й квадрант) данные по упору и скручивающему моменту описывались гладкими кривыми, без заметных колебаний. Режимы в 4-м квадранте (пробеги №3 и № 4) не реализуются на АР с ВРШ, но для них выявлены наибольшие проявления нестационарности и ее наибольшее влияние на нагрузки на лопасти, так что их анализ позволяет оценить возможные величины колебаний параметров при отрывных эффектах на лопастях.

На рис. 4 (см. вклейку) для 4-го квадранта сопоставлены результаты квазистационарных испытаний, отфильтрованные фильтром с частотой 10 Гц для исключения влияния вращения вала, а также (крестами) данные по интервалу 95 % обеспеченности результатов стационарных испытаний. В диаграммах приняты обозначения коэффициентов упора $C_T = T / (0,5\rho V_r^2 \pi D^2/4)$; момента $C_Q = Q / (0,5\rho V_r^2 \pi D^3/4)$ и скручивающего момента $C_{Qblade} = Q_{blade} / (0,5\rho V_r^2 \pi D^3/4)$, обезразмеренных по скорости $V_r = \sqrt{[V_a^2 + (0,7\pi n D)^2]}$. Отметим, что при

Таблица 1. Пробеги при квазистатических испытаниях винта регулируемого шага в 2 квадрантах

Table 1. Quasi-static test data for CPPs (2 quadrants)

Пробег	Число оборотов вала	Скорость тележки	Диапазон β
1	constant + n_{max}	от 0 – $V_{a\ max}$ – 0	$0^\circ - +30^\circ - 0^\circ$
2	от 0 до + n_{max} до 0	constant $V_{a\ max}$	$+90^\circ - +30^\circ - +90^\circ$
3	constant + n_{max}	0 – $V_{a\ max}$ – 0	$0^\circ - -30^\circ - 0^\circ$
4	0 до + n_{max} до 0	const – $V_{a\ max}$	$-90^\circ - -30^\circ - -90^\circ$

$-10^\circ > \beta > -60^\circ$ и вблизи $\beta = -90^\circ$ для обоих испытанных шагов ВРШ (конструктивного и с поворотом лопасти на -35°) имелся гистерезис, т.е. отличие данных при ускорении и замедлении.

На проектном шаге в 4-м квадранте проявились наиболее сильные осцилляции упора (в диапазоне $-40^\circ < \beta < 20^\circ$ размах нестационарных колебаний упора составляет до 50–60 % от среднего значения) и скручивающего момента (размах колебаний – около 70 % среднего значения). Напомним, что для ВФШ (где лопасти работают острой кромкой вперед и отрывы сильнее) в части 1 статьи отмечено, что пиковые колебания упора на АР выше и имеют амплитуду 40 % для режима максимального упора назад и в 2–2,5 раза выше среднего упора при $J = -0,5$ на первом этапе торможения при АР.

Таким образом, для работы ВРШ в самых неблагоприятных (гипотетических, не реализуемых на АР) случаях с отрывом на лопастях амплитуды колебаний упора ниже, чем у ВФШ на режимах АР. Отметим, что, согласно приведенным в [7] нефльтрованным данным измерений, для конструктивного шага пиковые значения амплитуд колебаний упора достигали 70 % средней величины, а скручивающего момента – до 5 раз.

При изменении шагового угла на -35° от конструктивного осцилляции упора и скручивающего момента заметно меньше, амплитуды колебаний сравнительно невелики и для диапазона $-75^\circ < \beta < -60^\circ$ составляют по упору 10–12 %, а по шпindelному моменту – 40–50 % от среднего значения. Существенное снижение флуктуаций упора на отрицательном шаговом угле обусловлено лучшими условиями обтекания лопасти с отрицательным шагом в 3-м квадранте. Для наглядности, оценка для условного ВРШ с конструктивным шагом $P/D = 1,0$ показала, что при $\beta = -24^\circ$ угол натекания потока на сечении $0,7R$ составит 69° (т.е. поток натекает почти перпендикулярно со стороны, являющейся нагнетающей при работе винта вперед). При снижении шагового угла на -35° при $\beta = -24^\circ$ угол натекания снижается до 34° , что приводит к уменьшению отрывов.

Симуляция процесса АР ВРШ проведена в работах [2–5]. В [5] для ВРШ серии В (диаметр $D = 0,24$ м; 4 лопасти; $A/A_d = 0,55$; проектное шаговое отношение $P/D = 0,8$; хорда $C_{r/R=0,7} = 0,07075$ м) проведены расчеты гидродинамических характеристик для шага в диапазоне $+0,8 \geq P/D \geq -0,4$. Результаты расчетов сопоставлены с испытаниями в открытой воде в Потсдамском бассейне для 12 значений шага.

Как и при экспериментальном исследовании, при компьютерной симуляции АР с ВРШ необходимо получить величины упора и момента для широкого диапазона изменения шага и поступи. Применение для расчета наиболее совершенного, но затратного по времени метода LES сильно ограничивает количество расчетных точек. В этих условиях авторы [5] постулировали, что расчет с приемлемой точностью значений Kt и Kq важнее детального описания течения, и продолжили линию, рассмотренную в части 1 настоящей статьи для ВФШ и направленную на поиск менее затратных по сравнению с LES, но достаточно точных для практики методов расчета АР.

Для симуляции АР с ВРШ в [5] использовалась комбинация методов RANS и DES. Сначала проводился расчет RANS в пакете Ansys CFX для ВРШ в диапазоне изменения установочного угла лопасти от проектного, принятого за 0° , до -30° . Затем сопоставлением результатов расчета с экспериментальными кривыми действия ВРШ определялся диапазон параметров диаграмм, для которого RANS расчеты дали неудовлетворительные результаты. В этом диапазоне для детального определения характеристик потока на АР проводились расчеты методом DES, результаты которых давали существенно лучшее согласование с экспериментом по Kt и Kq .

При расчетах использовались два варианта Ansys CFX, названные RANS и DES. Оба варианта решают нестационарные несжимаемые уравнения Навье – Стокса, используя приближение конечного объема. По определению, RANS расчеты осреднены по времени и не позволяют рассчитать с высоким разрешением массивные зоны отрыва, имеющие место вблизи винта на АР. В RANS расчетах использовалась $k-\omega$ SST модель. Раздел DES в CFX использует в пограничном слое RANS модель, а в отсоединенных областях – LES модель [6], которая позволяет решать задачи о крупномасштабных движениях и о движениях, меньших чем заданный пространственный фильтр. Для модели DES Ansys CFX алгоритм переключался между RANS и LES с использованием условия $C_{DES} \Delta_{max} > L_T \rightarrow$ RANS; $C_{DES} \Delta_{max} \leq L_T \rightarrow$ DES. Здесь C_{DES} – модельная константа, L_T – масштаб турбулентности, Δ_{max} – максимальная длина кромки местной расчетной ячейки.

Расчетные сетки генерировались с помощью Ansys ICEM-CFD генератора сеток. Сетка включала внешнюю зону длиной $18D$ и диаметром $7D$, а также внутреннюю зону, в которой размещался винт. Обе зоны дискретизировали одну лопасть и чет-

верть внешней области (использовалась симметрия лопастей). При формировании решеток выполнялось требование для низкого числа Рейнольдса около стенки, вытекающее из безразмерного расстояния от стенки $Y^+ < 1$. Граничные условия формулировались: для скорости – на входном сечении, для давления – на выходном сечении, условие прилипания – на поверхности лопасти и на ступице, условие свободного скольжения – на поверхности вала и на внешней границе расчетной зоны. Для обеих зон использованы гексаэдральные ячейки. Расчеты проводились при $n = 10$ об/с, поступь варьировалась изменением скорости натекающего потока, число Рейнольдса вычислялось по хорде и скорости потока при $r/R = 0,7$: $Re = C_{0,7} U_{0,7} / \nu = 770\,000$.

Рассмотренный подход к расчету [5] требовал использования трех вариантов сетки:

- Среднеразмерная сетка, используемая при стандартных RANS расчетах для стационарной работы винта в свободной воде. Внутренняя область дискретизована 2,1 млн ячеек (8,4 млн без поверхностей симметрии), внешняя область – 0,35 млн ячеек (1,4 млн всего), число контрольных объемов 9,8 млн.
- Мелкая сетка для RANS расчетов AP винта. Количество ячеек в радиальном, тангенциальном и нормальном к лопасти направлениях увеличено. Сетка имела 18,9 млн ячеек во внутренней и 1,6 млн ячеек во внешней области, 20,5 млн контрольных объемов.
- Очень мелкая сетка для DES расчетов AP винта. Эта сетка сгенерирована с фокусом на внеш-

нюю зону, где поток реверсирован. Ячейки во внешней части измельчались в секторе, где ожидалось появление рециркуляционного потока, чтобы выполнить требования к сетке для DES методов. Во внутренней области сетка имела 29,3 млн ячеек, во внешней – 34,4 млн ячеек. Число контрольных объемов – 63,7 млн.

Результаты RANS расчетов со среднеразмерной сеткой хорошо совпадали с экспериментальными данными по Kt и Kq при положительных шагах $P/D \geq 0$. Для отрицательных шагов $P/D = -0,2$ и $P/D = -0,4$ расчетные значения Kt отличались от данных эксперимента на величины, возрастающие от 0 при $J = 0$ до 22 % при $J = 1,0$. Отличия по Kq для $P/D = -0,4$ составляли примерно 10 % для всех J . В [5] такая точность признана неудовлетворительной для использования RANS при прогнозировании AP.

В начале AP, при сохранении достаточно большой положительной скорости свободного потока, но уже при отрицательном шаге лопасти, она обтекается с большим углом атаки, и вдоль всей входящей кромки с «новой засасывающей стороны» лопасти появляется зона отрыва потока. Рис. 5 (см. вклейку), на котором показаны расчетные зоны отрыва, поверхностные линии тока и распределение давлений на поверхности лопасти, иллюстрирует преимущества мелкой сетки для определения деталей потока. При мелкой сетке ширина зоны низкого давления в отрывном пузыре больше (присоединение потока на новой засасывающей стороне происходит по линии, от которой отходят линии тока). Это обуславливает большее значение отрицательного Kt на диаграмме открытой воды (рис. 7).

С увеличением отрицательного упора поток через винт замедляется и при достаточно высоком значении негативного упора становится реверсивным. В окрестности винта развиваются торообразные структуры вихревых колец, которые начинают непосредственно влиять на винт, расположенный выше по потоку. На рис. 6 (см. вклейку) показан вид торообразного вихря за ВРШ, а также изменение положения вихревого кольца в зависимости от шага винта, полученное RANS расчетом. Корректное определение зон отрыва потока и развитие тороидального вихря вниз по потоку от винта является важным условием успешного расчета AP. Согласно [5], переход от положительного к отрицательному шагу можно рассматривать как триггер разрушения RANS модели.

На рис. 7 для шага $P/D = -0,2$ сопоставлены экспериментальные данные по Kt и Kq с результатами RANS стационарного расчета на среднераз-

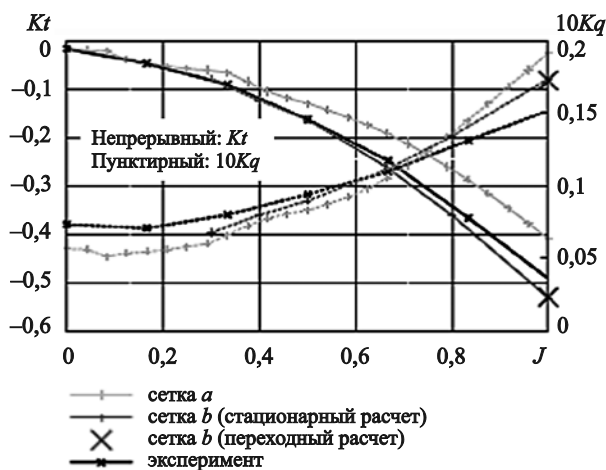


Рис. 7. Сопоставление с экспериментом RANS расчетов Kt и Kq

Fig. 7. Experimental data vs RANS calculations for Kt and Kq

мерной (a) и мелкой (b) сетке и переходного RANS расчета на мелкой сетке. На среднеразмерной сетке (a) расчет дал существенные погрешности: максимальное отличие от эксперимента (при $J = 1,0$ составляет по $Kt \sim 20\%$, по Kq – около 26%). На сетке (b) это отличие по Kt невелико (6%), однако расчетный коэффициент момента выше экспериментального на 13% при $J = 1,0$. На мелкой сетке переходный и стационарный расчет RANS дают близкие результаты.

В [5] отмечено, что в расчетах на мелкой сетке значительно лучше прогнозируются кольцевые вихри и турбулентный характер следа за винтом (рис. 8, см. вклейку). На сетке a турбулентная кинетическая энергия k недооценена. Информация из региона вихря, где ожидаются большие турбулентные эффекты, при расчете транспортируется к винту и заметно отражается на распределении давлений на лопасти. Расчет RANS не в состоянии полностью отразить эффект нестационарных вихревых структур на некоторой дистанции от лопасти, и для изучения нестационарных феноменов в потоке проводились расчеты DES.

Рис. 9 (см. вклейку) показывает распространение области решения LES (голубой цвет) и RANS (красный) и осредненные линии тока скорости. LES применяется в регионе, где расположено вихревое кольцо. Когда сетка становится грубее вниз по потоку от винта, DES переключается обратно на режим RANS. Рассчитанная по LES завихренность (рис. 9) показывает, что вверх по потоку концевой вихрь располагается вокруг вихревого кольца.

DES расчеты переходного поведения потока (с учетом изменения параметров AP по времени) в [5] проводились для шага $P/D = -0,2$ на трех значениях поступи $J = 0,66; 0,8; 1,0$. Расчеты DES инициировались от результатов расчетов RANS, шаг по времени последовательно уменьшался до соответствующего перемещению лопасти на 1° . Когда достигался целевой шаг по времени и когда след за винтом в области решения LES достигал полного развития, проводились статистические оценки для сил на базе – минимум 30 оборотов винта.

На рис. 10 (см. вклейку) для $P/D = -0,2$, $J = 0,8$ полученный расчетом DES временной график для Kt и $10Kq$ показывает нестационарность поведения коэффициентов Kt и Kq на AP с доминированием высокочастотных изменений. Пиковые значения по Kt превышают средние на $\sim 6\%$, что существенно ниже, чем для ВФШ. Отсутствие высокоамплитудных низкочастотных флуктуаций и боковых сил на винте в [5] связывается с тем, что лопасть ВРШ на AP

вращается закругленной передней кромкой вперед. Следует отметить, что шаг $P/D = -0,2$, для которого в [5] опубликованы данные, не является предельным из применяемых на AP. При этом приведенный выше анализ позволяет ожидать, что увеличение отрицательного шага не приведет к существенному увеличению нестационарных составляющих нагрузок, хотя в дальнейшем это необходимо проверить.

Таким образом, проведенная в [5] симуляция потока вокруг ВРШ показала, что применение RANS на мелкой сетке позволяет получить приемлемые результаты для широкого диапазона шагов ВРШ. Однако расчет RANS становится некорректным и его результаты существенно отличаются от эксперимента, когда образующиеся на AP торообразные вихри приходят в положение, где они начинают непосредственно влиять на лопасти, и искаженные характеристики потока транслируются вверх по потоку к диску винта. Для ВРШ в [5] это проявлялось при снижении шагового отношения ниже 0.

Результаты расчета DES показывают хорошее согласование с экспериментом для Kt и определенную погрешность для Kq . Аккуратное моделирование размеров вихрей, полученное расчетом LES в постановке DES, принципиально важно для получения корректных коэффициентов в открытой воде, что важно при расчете AP.

2. Особенности работы на режиме аварийного реверса винтов в насадке

2. Crash-stop peculiarities of ducted propellers

Работа винта в насадке на AP экспериментально исследовалась в [11–12]. При наличии насадки вихревое кольцо движется снаружи от насадки, а поток на ее внешней поверхности остается присоединенным (безотрывным). В [13–14] LES-анализ работы винта в насадке на AP проводился, соответственно, без учета и с учетом лопаток статора.

Показано, что отсутствие лопаток приводит к существенным отличиям расчетных нестационарных нагрузок от эксперимента. Вопрос о влиянии насадки был также изучен в ранее цитированной работе [16], где показано, что различия в нагрузках на лопастях винта в насадке и открытого винта на AP не принципиальны. Распределения вдоль радиуса скоростей и напряжений в лопастях для винта в насадке представлены на рис. 11 (см. вклейку). Для открытого винта такие распределения показаны на рис. 18 части 1 статьи (вып. 2(408) Трудов, вклейка).

Таблица 2. Средние $\sigma_{\text{ср}}$ и максимальные $\sigma_{\text{макс}}$ главные напряжения (в МПа) для открытого винта и винта в насадке по данным [16]

Table 2. Average σ_{avg} and maximum σ_{max} principal stresses, MPa, for open and ducted propeller [16]

Режим	J	Открытый винт, $\sigma_{\text{ср}}$	Открытый винт, $\sigma_{\text{макс}}$	В насадке, $\sigma_{\text{ср}}$	В насадке, $\sigma_{\text{макс}}$
Вперед	0,89	4,07	4,07	4,07	4,07
АР	-0,3	8,84	14,93	8,37	17,37
АР	-0,5	6,73	14,06	6,58	11,00
АР	-0,7	7,58	15,61	8,20	16,01
АР	-1,00	11,63	23,03	12,55	27,30

Данные о напряжениях у корня лопасти и максимальных напряжениях для открытого винта 4381 и винта в насадке в зависимости от поступи на АР сопоставлены в табл. 2. Их анализ показывает, что средние напряжения отличаются от максимальных примерно в 2–2,5 раза как для открытого винта, так и для винта в насадке. Сопоставление распределения напряжений в лопастях открытого винта и винта в насадке (рис. 12, см. вклейку) показало,

что в обоих случаях на лопасти возникают зоны повышенных напряжений около корня, а также зоны, простирающиеся вдоль радиуса лопасти до $r/R \sim 0,8-0,9$. При $r/R = 0,8$ в 75 % хорды на лопасти уровень напряжений имеет тот же уровень, что и вблизи корня, и для винта в насадке эти напряжения значительно выше, чем для открытого винта.

В [16] оговорено, что винт 4381 имеет разгрузку конца лопасти, короткую хорду на конце и работает в нейтральной насадке. Более длинная хорда и большая нагрузка на конце лопасти, характерная для типичного ротора в насадке, может привести к искажению отмеченных тенденций для напряжений на АР.

В [14] для ВФШ в насадке (ротора) при его реверсивном вращении исследовались нестационарные нагрузки на лопасти как потенциальная причина ее повреждения, а также низкочастотные боковые силы на движителе, возникающие в связи с нестационарностью потока и влияющие на маневренность судна. Для потока вокруг движителя на АР характерно наличие крупномасштабных нестационарных вихрей и отрывов.

На рис. 13 показан поток вокруг сечения лопасти на переднем и заднем ходах. На АР входящая и выходящая кромки лопастей ВФШ меняются функционалом по сравнению с режимом «вперед». На переднем ходу гладкая передняя кромка (LE), как правило, обтекает безотрывно, и наоборот, большие зоны отрыва могут возникать на острой передней кромке на АР. Большой отрыв может быть причиной высокоамплитудных флуктуаций нагрузки винта. Учитывая наличие зон нестационарности и отрывов, для анализа потока применялся метод LES. Гидродинамическая проблема для ротора-статора с насадкой анализировалась в относительно вращающейся системе сеток, для работы с которой

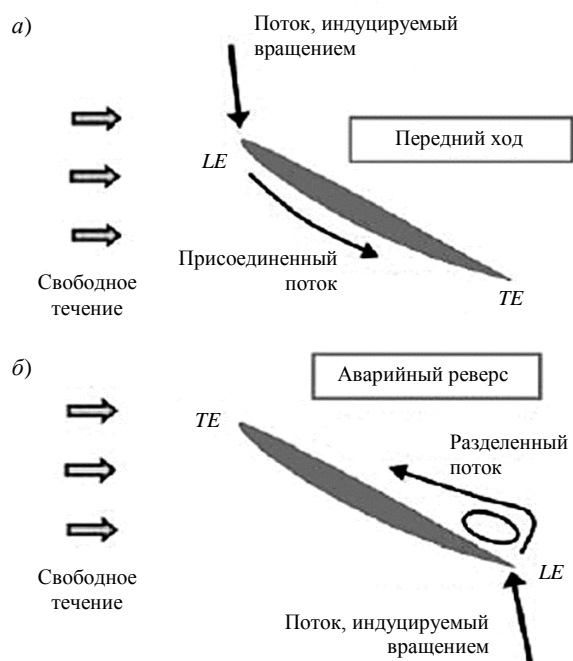
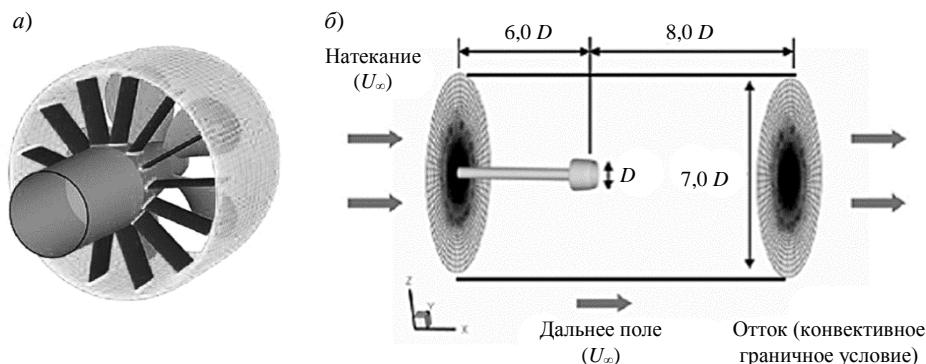


Рис. 13. Схема потока вокруг сечения лопасти в режиме вперед (а) и на аварийном реверсе (б) [14]

Fig. 13. Flow pattern around blade section: ahead running (a) and crash-stop conditions (b) [14]

Рис. 15. Вид винта в насадке с лопастями статора (а), расчетная область и граничные условия (б) [14]

Fig. 15. Ducted propeller with stator blades: a) general view; b) calculation domain and boundary conditions [14]



разработан метод скользящего интерфейса на платформе параллельных вычислений.

Принцип метода со скользящим интерфейсом (СИФ), развитый в [14], может быть применен для неструктурированной сетки. Схема СИФ на неструктурированной сетке показана на рис. 14а (см. вклейку). Скользящие элементы левого подпространства и граничные элементы прилегающего правого подпространства не соединяются из-за относительного вращения сопряженных подпространств. Скользящие элементы (черный пунктир) исключаются из граничного контрольного объема (черные линии) в левом подпространстве. Поскольку сетки двух подпространств не совпадают, контрольный объем называется host element и обозначен синим. В [14] метод СИФ был развит для параллельных расчетов, в рамках которых рассматривалось взаимодействие основных и скользящих элементов, группируя их в рамках «процессоров» (рис. 14б, см. вклейку).

Управляющие уравнения для скользящего интерфейса выражаются в относительных эйлеролагранжевых (ALE) формулировках. В LES крупномасштабные структуры прямо решаются в ходе решения пространственно-фильтрованных уравнений Навье – Стокса, а малый масштаб должен считаться, моделируя подсеточные напряжения.

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_i \bar{u}_j - \bar{u}_i V_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} - \frac{\partial \tau_{i,j}}{\partial x_j},$$

$$\frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_i^2} = 0.$$

В уравнениях u_i , u_j – декартовы скорости, p и v – давления и кинематическая вязкость, V_j – сеточная скорость, черта сверху означает пространственную фильтрацию, $\tau_{i,j} = u_i u_j - \bar{u}_i \bar{u}_j$ – подсеточное напряжение.

В расчетном исследовании использовался известный пятилопастный винт 4381 с нейтрально нагруженной насадкой, как в [11], и статором с 13 лопастями, расположенными выше по потоку от ротора (рис. 15а). В качестве расчетной области принимался цилиндр диаметром $7,0 D$ и длиной $14 D$. Граничное условие в свободном потоке назначено на входе и боковых поверхностях, конвективное граничное условие – на выходе. Условие прилипания сформулировано на твердых поверхностях, но для ротора оно должно рассматриваться во вращающейся сетке, поэтому представляется в виде $\vec{U} = \vec{\omega} \times \vec{r}$. Схема расчетной области и граничных условий показана на рис. 15б.

Расчетная сетка для винта в насадке с лопастями статора представлена на рис. 16а (см. вклейку). Красной линией показан СИФ, левая подобласть представляет стационарную сетку, а правая – вращающуюся сетку. В случае параллельных вычислений в методе применяется дополнительное деление зон на процессоры (на рис. 16б (см. вклейку) показано, что сетки и границы процессоров не сливаются при скользящем алгоритме). Тетраэдральные элементы использовались, чтобы сшить сложную геометрию ротора, статора и насадки, а внешний регион содержал гексаэдральные элементы. Четыре призматических слоя исходили от твердой стенки для улучшения разрешения у стенки с высотой первого $6,67 \times 10^{-4} D$ и степенью возрастания 1,05. Гексаэдральные элементы также использовались вблизи СИФ, чтобы получить лучшее согласование при интерполяции на необъединяющихся областях. Общее количество ячеек ~27 млн. Расчет проводился при $Re = 480\,000$; $J = -0,7$.

В [14] анализировались расчетные значения коэффициентов упора $Kt = T/\rho n^2 D^4$, момента $Kq = Q/\rho n^2 D^5$ и боковой силы $Ks = S/\rho n^2 D^4$. Для валидации результаты расчетов сопоставлялись с данными работ [11–12, 17]. Полученные расчетом

Таблица 3. Нестационарные нагрузки для винта в насадке с лопастями статора по расчету и в кавитационной трубе. Данные [12] и [14]

Table 3. Unsteady loads for ducted propeller with stator blades: calculation data vs cavitation-tunnel test results, [12] and [14]

	Расчет LES			Эксперимент в кавитационной трубе			Расчет без насадки		
	$\langle Kt \rangle$	$\langle Kq \rangle$	$\langle Ks \rangle$	$\langle Kt \rangle$	$\langle Kq \rangle$	$\langle Ks \rangle$	$\langle Kt \rangle$	$\langle Kq \rangle$	$\langle Ks \rangle$
LES лопасть	-0,40	-0,078	0,023	-0,38	-0,078	0,024	-0,45	-0,087	0,027
LES насадка	-0,069	0,00037	0,071	-	-	0,098	-0,058	0,0013	0,086
LES статор	0,0060	0,0050	0,016						
LES насадка + статор	-0,063	0,050	0,087						

LES профили трех компонентов скоростей и турбулентной кинетической энергии хорошо согласовались с экспериментом. Ниже средние значения величин обозначены как $\langle K \rangle$, стандартное отклонение – как $\sigma(K)$. Средние экспериментальные (полученные при испытаниях в кавитационной трубе) и расчетные значения нестационарных нагрузок сопоставлены в табл. 3.

Результаты расчетов по силе на лопастях и по моменту показали хорошее совпадение с данными [11]. Боковая сила S рассчитывалась как векторная сумма горизонтальной F_h и вертикальной F_v компонент. Учитывая, что лопасти статора жестко соединены с поверхностью насадки, сила на насадке принималась как сумма сил на насадке и на лопастях статора. Рассчитанный таким образом коэффициент боковой силы Ks хорошо согласовался с экспериментом [12].

Временные истории Kt , Kq и Ks при $n = 18,9$ об/с, представленные на рис. 17 (см. вклейку), и данные табл. 3 показывают, что упор и момент в основном производятся лопастями, эффект влияния насадки на упор относительно мал (насадка нейтрально нагружена), а на момент – почти нулевой. Упор на статоре очень мал, но момент на статоре достаточно заметен. Боковая сила в основном генерируется на поверхности насадки.

Расчетное мгновенное поле давлений для винта в насадке с лопастями статора показано на рис. 18 (см. вклейку). Поток существенно нестационарен, контур давления плавно соединяется на СИФ (рис. 18а). Регион с высоким давлением проявился у входящих кромок лопастей статора около внутренней поверхности насадки (рис. 18б). Трехмерная сложная картина вихревого кольца на АР показана на рис. 18в, используя изо-контур постоянного низ-

кого давления. Насадка не изображена, чтобы показать характер потока.

На рис. 19 (см. вклейку) сопоставлен осредненный по окружности поток для открытого винта и винта в насадке при $J = -0,7$. Контур аксиальной скорости с линиями тока (рис. 19а, б) демонстрирует сильное реверсивное течение в потоке вне как открытого винта, так и винта в насадке, для которого реверсивный поток наблюдался также вдоль внутренней поверхности насадки. Поток на внешней поверхности насадки почти присоединенный (без заметных зон отрыва), а шнур вихревого кольца движется на некотором расстоянии от насадки. Реверсивный поток наблюдается вдоль концевых поверхностей лопастей статора.

На рис. 19в, г показан контур давления для винта в насадке и открытого винта. Разница давлений между нагнетающей и засасывающей стороной лопасти для винта в насадке много выше, чем для открытого винта. Область высокого давления расположена около концевого зазора конца лопасти и насадки, и большая разность давлений вблизи зазора является причиной сильного перетекания потока вперед. Уровень давлений на внутренней поверхности насадки много выше, чем на внешней поверхности, особенно в окрестности концов лопастей. Это позволило в [13–14] заключить, что боковые силы на насадке в основном индуцируются при взаимодействии лопастей и насадки.

Для изучения эффекта статора в [13] выполнена симуляция АР для винта в насадке без лопастей статора. Сравнение рис. 20 (см. вклейку) с рис. 17 позволяет заключить, что упор, момент и боковая сила и их колебания без статора несколько выше, чем со статором, что подтверждается данными по осредненным величинам коэффициентов Kt , Kq , Ks

(табл. 3). Эффект влияния лопастей статора на упор и боковую силу незначителен, но лопасти статора генерируют существенно больший момент. По данным [13–14] сделан вывод, что осредненные поля скоростей для винта в насадке без статора и со статором очень близки, и лопасти статора не оказывают заметного влияния на макрокартину потока на АР.

3. Расчеты аварийного реверса по методике CFD, разработанной в Крыловском центре

3. Crash-stop calculations as per in-house CFD-based procedure of Krylov State Research Centre

Учитывая важность расчетов нагрузок на лопасти для оценки структурной безопасности гребных винтов при их проектировании, в Крыловском центре разработана собственная современная методика, основанная на использовании CFD методов. Применение и основные положения этой методики рассмотрены ниже на примере моделирования работы ВФШ на режиме АР в диапазоне поступи от $-0,3$ до $-0,9$. Вид модели ГВ с саблевидной формой лопастей (skew порядка 40°) показан на рис. 21.

Экспериментальные данные для валидации были получены в Крыловском центре. При моделировании использована совокупность двух методов: метода численного решения осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье – Стокса в нестационарной постановке (URANS) и вихреразрешающего гибридного метода в DES постановке со схемами второго порядка для дискретизации по пространству и времени. При выборе URANS учитывалось, что этот метод экономичен в плане потребных расчетных ресурсов и времени счета, менее требователен к сеточному разрешению, а расчет гидродинамических характеристик винтов хорошо согласуется с экспериментом

Рис. 22.

Расчетные сетки в диаметральной плоскости и на поверхности гребного винта для поступи $J = -0,89$ для методов URANS (слева) и DES (справа)

Fig. 22. Computational meshes in center-plane and on propeller surface at advance ratio $J = -0.89$ for URANS (left) and DES (right) methods

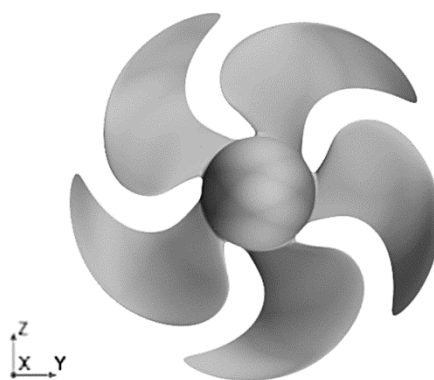
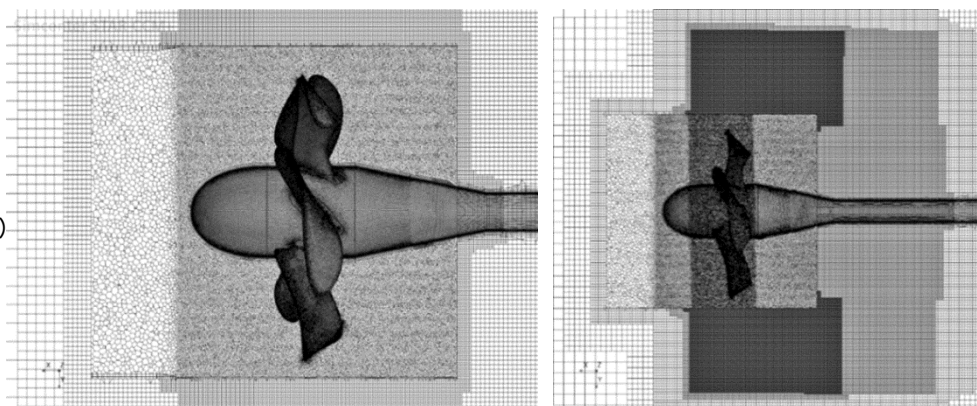


Рис. 21. Вид в плане модели гребного винта
Fig. 21. Plan view of propeller model

(по крайней мере, на режимах переднего хода). Для расчетов использовался коммерческий пакет вычислительной гидродинамики Star-CCM+ ver. 17.02.007. В расчетах использовалась $k-\omega$ SST модель турбулентности [18] и принимались плотность воды $\rho = 1000 \text{ кг/м}^3$, динамическая вязкость $\mu = 1,141 \cdot 10^{-3} \text{ Па}\cdot\text{с}$. Поступь в расчетах варьировалась изменением скорости набегающего потока, обороты ГВ сохранялись постоянными.

Построение расчетных сеток выполнено с помощью генератора сеток, встроенного в пакет Star-CCM+. В расчетной области использовалось две сетки – внешняя и внутренняя. Вращающаяся внутренняя сетка охватывала цилиндрическую область вокруг гребного винта, стационарная внешняя сетка включала цилиндрическую область с валом. Построение обеих расчетных сеток выполнялось отдельно; вращающаяся сетка строилась как полиэдральная, внешняя сетка – как гексагональная (на рис. 22 показана расчетная сетка для поступи $J = -0,86$). Для всех задач выбрана низкорейнольдсовая сетка, безразмерный параметр $y^+ < 1$.

Таблица 4. Размерность расчетных сеток для различных поступей гребного винта

Table 4. Measurement units of calculation meshes for different propeller advance ratios

Вид сетки	$J = -0,3$	$J = -0,49$	$J = -0,86$
URANS, млн ячеек	16,03	17,73	16,4
DES, млн ячеек	28,3	28,6	63,6

Размерности полученных расчетных сеток представлены в табл. 4. Сгущение сетки строилось на кромках лопастей, вблизи поверхности движителя и в области концевых вихрей для каждой поступи. По результатам расчета ГВ методом URANS построена сетка для гибридного DES метода. Дробление сетки осуществлялось в концевом вихре ГВ таким образом, чтобы масштаб Колмогорова $l_k = (v^3/\varepsilon)^{1/4}$ в среднем был равен 50, что является минимальным значением для перехода к вихреразрешающим методам [19] (в формуле ν – кинематическая вязкость, ε – скорость диссипации кинетической энергии турбулентности). Все расчеты выполнялись с временным шагом, соответствующим повороту ГВ на 1° .

Расчет обтекания ГВ с использованием указанных методов позволил получить его гидродинамические характеристики и сопоставить (рис. 23, 24, см. вклейку) мгновенные поля скорости вокруг его модели при значениях поступи $J = -0,3$; $-0,49$ и $-0,86$. На рисунках видно образование вихревого кольца, которое перемещается вниз по потоку с увеличением поступи ГВ. Динамика образования вихревого кольца в расчетах URANS методом и DES методом схожа, но детализация потока при расчете DES методом существенно выше.

Для визуализации вихревых структур использовался Q -критерий $Q = 0,5(\|\Omega\|^2 - \|S\|^2)$ (в формуле Ω – тензор завихренности, S – тензор скоростей деформаций). Положительные значения Q соответствуют областям с преимущественно вихревым движением,

отрицательные – областям, в которых преобладает сдвиговое течение. На рис. 25, 26 (см. вклейку) представлены картины визуализации вихрей с помощью изо-поверхности, построенной по $Q = 1000 \text{ l/c}^2$ при установившемся течении (расцветка мгновенной скоростью, обезразмеренной по скорости набегающего потока). На рис. 25 приведены результаты расчетов для $J = -0,3$ и $J = -0,49$; на рис. 26 – для $J = -0,86$ (сверху – визуализация при анализе URANS методом, снизу – при анализе DES методом).

Представленное на рис. 27 (см. вклейку) сопоставление с результатами эксперимента гидродинамических характеристик ГВ, полученных различными методами расчета, показывает, что при использовании DES метода результаты как по K_T , так и по K_Q в диапазоне поступи $-0,9 < J < -0,3$ практически полностью совпадают с результатами эксперимента. Погрешности метода URANS при $J = -0,86$ составляет около 30 % по K_T и около 17 % по K_Q , в обоих случаях расчет превышает величины по сравнению с данными эксперимента и совпадающими с ними данными DES расчета.

Для определения нестационарных сил на АР на поступях $J = -0,3$; $-0,49$; $-0,86$ на рис. 28–30 (см. вклейку) представлены временные зависимости мгновенного упора, областью красного цвета на графиках показано стандартное отклонение. Пиковые расчетные значения пульсаций упора и среднеквадратичные отклонения сведены в табл. 5.

По результатам анализа сил на АР на поступи $J = -0,86$ URANS методом максимальные пульсации

Таблица 5. Пиковые величины упора гребного винта (в долях от среднего значения), улавливаемых расчетным методом

Table 5. Peak values of propeller thrust (as percentage of the average value) obtained as per calculations

	$J = -0,3$	$J = -0,49$	$J = -0,86$
С.К.О. T/T_{cp} , %. URANS	2,7	5,52	0,3
Макс. ампл. T/T_{cp} , %. URANS	9,6	15,5	1
С.К.О. T/T_{cp} , %. DES	9,2	13,8	9,5
Макс. ампл. T/T_{cp} , %. DES	28,5	28,6	19,5

упора составляют примерно 1 % от среднего значения, а стандартное отклонение составляет 0,3 % (показано на рис. 30 областью красного цвета). Результаты анализа DES метода на том же режиме AP показывают, что максимальные пульсации упора достигают примерно 19 % от среднего значения, а стандартное отклонение составляет 9,5 %, что близко к результатам исследований [13], [20–21].

Как видно из рис. 28, при поступи $J = -0,3$ пульсации упора особенно сильно модулированы низкой частотой. Это может быть вызвано пульсацией вихревого кольца относительно диска ГВ.

На рис. 31 (см. вклейку) показано изменение вихревых структур вокруг ГВ на поступи $J = -0,3$ в различные моменты времени. Поэтому для данного типа течения максимальные пульсации упора нужно вычислять относительно низкочастотной несущей линии (рис. 32). В этом случае максимальные пульсации упора при $J = -0,3$ составляют около 18 % от среднего. Суммарное изменение нагрузки (низкочастотной и высокочастотной модуляции) в сумме составляют примерно 30 % среднего упора на данной поступи, т.е. за счет низкочастотной модуляции, связанной предположительно со срывом вихревого кольца, суммарная относительная величина нестационарных нагрузок на поступи $-0,3$ и на самой опасной поступи $-0,5$ примерно одинаковы. Это важный вывод для случаев, когда проектанты винтов вынуждены использовать расчеты по упрощенным методикам только осредненной нагрузки на лопасти на AP.

Как видно из рис. 30 и табл. 5, для режима $J = -0,86$ метод URANS не улавливает мелкомасштабное облако вихревых структур (рис. 23, 24) и, как следствие, не предсказывает пульсации упора. В то же время метод DES, включающий моделирование мелкомасштабной турбулентности, позволяет с удовлетворительной точностью оценивать стационарные нагрузки при реверсе и для таких режимов ($J = -0,86$). Отличия в размере пульсаций от наблюдаемых у зарубежных авторов (см. обзор в части 1 настоящей статьи) могут быть обусловлены как использованием DES метода, который является более приближенным, чем LES метод, так и рассмотренной формой ГВ с большой саблевидностью.

Заключение

Conclusion

1. Важнейшим фактором, определяющим существенно нестационарные силы на лопастях ВФШ на AP, является влияние вихревого коль-

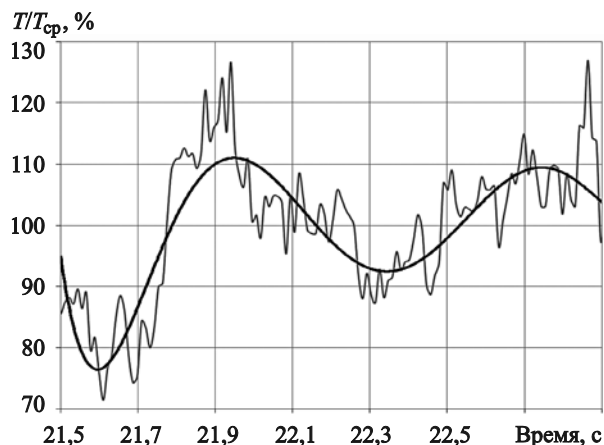


Рис. 32. Выделение низкочастотной составляющей в нестационарной силе на гребном винте

Fig. 32. Identification of low-frequency component in the unsteady force on the propeller

ца, образующегося в потоке при реверсивном вращении гребного винта на режиме торможения судна. В части 1 статьи показано, что для открытого ВФШ на AP наибольшие нестационарные силы, в 2–2,5 раза превышающие средние нагрузки, возникают при поступях $J = -0,3 - -0,7$, на которых вихревое кольцо максимально приближено к диску винта.

Однако на этих поступях средние нагрузки невелики, так что величины максимумов суммарной (стационарной и нестационарной) нагрузок близки к уровню нагрузок на поступи $J = -1,0$, где амплитуда нестационарных нагрузок существенно ниже (около 40 % от средней), но они суммируются с более высокими средними нагрузками. Это дает возможность использования при оценке нагрузок на лопастях упрощенных расчетных методов для расчета максимальных нагрузок на AP для $J = -1,0$ вместо расчета для $J = -0,5$ с использованием сложных и затратных методов LES — единственной технологии CFD, обеспечивающей достаточную точность решения для режима AP.

2. Нестационарные нагрузки на AP с ВРШ существенно ниже, чем для ВФШ. Это объясняется тем, что лопасти ВРШ на реверсе работают без реверса вращения, закругленной входящей кромкой вперед, что приводит к существенно меньшей интенсивности отрывных процессов на лопастях.
3. Нагрузки на режиме AP с винтом в насадке принципиально не отличаются от AP с откры-

тым винтом, но их уровень несколько выше. При этом на насадке возникают заметные колебания боковой силы, которые могут сказаться на характеристиках маневрирования судна. Влияние лопастей статора на упор и боковые силы невелико, но лопасти статора, на которых возникают сложные реверсивные течения, оказывают заметное влияние на момент на движителе.

4. Разработанная в Крыловском центре методика CFD на базе метода DES позволяет с вполне приемлемой точностью оценивать как осредненные, так и нестационарные нагрузки на АР при поступи порядка $J \sim (-0,3) - (-1,0)$, поэтому она может быть использована при практическом проектировании винтов, особенно со сложной геометрией, когда методы URANS сильно недооценивают нестационарные силы на лопастях ГВ.
5. В качестве дальнейшего развития представленной методики планируется моделирование динамического процесса поворота лопасти ВРШ и определения нестационарных нагрузок с использованием вихреразрешающих методов.

Список использованной литературы

1. A crash-stop study for an azipod-propelled vessel // *V. Bushkovsky, A. Pustoshny, A. Vasiliev, T. Veikonheimo* // 7th International Conference on Fast sea transportation (FAST'2003) : proceedings. Naples, 2003. Vol. 2. P. P2003-7 (p. 1–6).
2. OptiStopp – Optimierung des Stoppmanövers von Schiffen mit Vertstellpropeller und Hybridantrieben / *M. Steinwand, S. Stutz, K. Tigges* [et al.] // Statustagung Maritime Technologien : Tagungsband der Statustagung. Jülich : Forschungszentrum Jülich, 2016. P. 189–203. (Schriftenreihe Projektträger Jülich ; 8).
3. Integrated simulation framework for crash back operation / *P. Prempraneerach, S. Brizzolara, G.E. Karniadakis, C. Chrysostomidis*. Cambridge : Massachusetts Institute of Technology, [2012]. 8 p. (MITSG Report ; 12-07).
4. *Schoop-Zipfel I., Abdel-Maksoud M., Tigges K.* Stopping simulations and sea trial measurements of a ship with diesel-electric propulsion and controllable pitch propellers // International conference on marine simulation and ship maneuverability (MARSIM 2012). Red Hook : Curran, 2012. P. 392–406.
5. Efficient Prediction of Crashback Performance of Controllable Pitch Propellers / *M. Pergande, K. Wang, J.C. Neitzel-Petersen, M. Abdel-Maksoud* // Proceedings of the 5th International Symposium on Marine Propulsors (SMP'17). Espoo : VTT Technical Research Centre, 2017. P. 250–257.
6. *Strelets M.* Detached Eddy Simulations of Massively Separated Flow // 39th AIAA Aerospace sciences meeting and exhibition. Reston, 2001. P. AIAA 2001-0879 (p. 1–18). DOI: 10.2514/6.2001-879.
7. Quasi-steady two-quadrant open water tests for the wageningen propeller C- and D-series / *J. Dang, J. Brouwer, R. Bosman, C. Pouw* // Proceedings of 29th symposium on naval hydrodynamics. Gothenorg, 2012. P. 1–19.
8. The 3-bladed JD-CPP series / *C. Chu, Z.L. Chan, Y.S. She, V.Z. Yuan* // Proceedings of 4th Lips propeller symposium. Rotterdam : International Periodical Press, 1979. P. 53–82.
9. An experimental study of flow around CPP blade (3rd report): Measurement of CPP blade spindle torque / *M. Ito, S. Yamasaki, M. Oku* [et al.] // Journal of the Kansai Society of Naval Architects. 1984. No. 192. P. 81–91. DOI: 10.14856/kansaiks.192.0_81.
10. Measurements of controllable pitch propeller blade loads under cavitating conditions / *S. Jessup, M. Donnelly, I. McClintock, S. Carpenter* // Proceedings of First International symposium on marine propulsors (SMP'09). Thronheim : Norwegian Marine Technology Research Institute, 2009. P. 36–43.
11. *Jessup S., Fry D., Donnelly M.* Unsteady propulsor performance in crashback conditions with and without duct // Proceedings of Twenty-sixth symposium on naval hydrodynamics. Rome, 2006.
12. *Donnelly M., Jessup S., Etebari A.* Measurement of the steady and unsteady duct loads for propeller 4381 at crashback conditions in the 36" Water Tunnel. West Bethesda : Naval Surface Warfare Center, 2010. VI, 37, [2] p. (Hydromechanics Department Report ; NSWCCD-50-TR-2010/051).
13. *Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of ducted propulsors in crashback // Proceedings of 27th Symposium on Naval Hydrodynamics. Red Hook : Curran, 2008. Vol. 2. P. 1039–1049.
14. *Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of crashback in ducted propellers with stator blades // Proceedings of 29th symposium on naval hydrodynamics. Gothenorg, 2012. P. 1–13.
15. *Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of flow around a reverse rotating propeller // Journal of Fluid Mechanics. 2013. Vol. 729. P. 151–179. DOI: 10.1017/jfm.2013.292.
16. *Black S., Swithenbank S.* Analysis of crashback forces compared with experimental results // Proceedings of First International symposium on marine propulsors (SMP'09). Thronheim : Norwegian Marine Technology Research Institute, 2009. P. 463–474.

17. Propeller performance at extreme off design conditions / *S. Jessup, C. Chesnakas, D. Fry* [et al.] // Proceedings of the 25th Symposium on naval hydrodynamics. Washington : National Academies Press, 2005. Pag. var. (p. 1–20).
18. *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.
19. Гарбарук А.В., Стрелец М.Х., Шур М.Л. Моделирование турбулентности в расчетах сложных течений. Санкт-Петербург : Изд-во Политехнического ун-та 2012. 88 с.
20. Development, application and validation of hybrid URANS-LES methods for flow simulation in the ship stern area / *N. Kornev, A. Taranov, E. Shchukin* [et al.] // Proceedings of 29th Symposium on naval hydrodynamics. Gothenburg, 2012.
21. *Verma A., Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of the effect of hull on marine propulsors in crashback // Second International symposium on marine propulsors (SMP'11). Hamburg : Institute for Fluid Dynamics and Ship Theory, 2011. P. 507–514.
22. *Пустошный А.В.* Проектирование движителей для многорежимных судов с учетом особенностей их работы на различных эксплуатационных режимах : дис. ... д-ра техн. наук / ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. Санкт-Петербург, 2001. 158 с.
5. Efficient Prediction of Crash-stop Performance of Controllable Pitch Propellers / *M. Pergande, K. Wang, J.C. Neitzel-Petersen, M. Abdel-Maksoud* // Proceedings of the 5th International Symposium on Marine Propulsors (SMP'17). Espoo : VTT Technical Research Centre, 2017. P. 250–257.
6. *Strelets M.* Detached Eddy Simulations of Massively Separated Flow // 39th AIAA Aerospace sciences meeting and exhibition. Reston, 2001. P. AIAA 2001-0879 (p. 1–18). DOI: 10.2514/6.2001-879.
7. Quasi-steady two-quadrant open water tests for the wageningen propeller C- and D-series / *J. Dang, J. Brouwer, R. Bosman, C. Pouw* // Proceedings of 29th symposium on naval hydrodynamics. Gothenorg, 2012. P. 1–19.
8. The 3-bladed JD-CPP series / *C. Chu, Z.L. Chan, Y.S. She, V.Z. Yuan* // Proceedings of 4th Lips propeller symposium. Rotterdam : International Periodical Press, 1979. P. 53–82.
9. An experimental study of flow around CPP blade (3rd report): Measurement of CPP blade spindle torque / *M. Ito, S. Yamasaki, M. Oku* [et al.] // Journal of the Kansai Society of Naval Architects. 1984. No. 192. P. 81–91. DOI: 10.14856/kansaiks.192.0_81.
10. Measurements of controllable pitch propeller blade loads under cavitating conditions / *S. Jessup, M. Donnelly, I. McClintock, S. Carpenter* // Proceedings of First International symposium on marine propulsors (SMP'09). Throndeim : Norwegian Marine Technology Research Institute, 2009. P. 36–43.
11. *Jessup S., Fry D., Donnelly M.* Unsteady propulsor performance in crash-stop conditions with and without duct // Proceedings of Twenty-sixth symposium on naval hydrodynamics. Rome, 2006.
12. *Donnelly M., Jessup S., Etebari A.* Measurement of the steady and unsteady duct loads for propeller 4381 at crash-stop conditions in the 36" Water Tunnel. West Bethesda : Naval Surface Warfare Center, 2010. VI, 37, [2] p. (Hydromechanics Department Report ; NSWCCD-50-TR-2010/051).
13. *Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of ducted propulsors in crash-stop // Proceedings of 27th Symposium on Naval Hydrodynamics. Red Hook : Curran, 2008. Vol. 2. P. 1039–1049.
14. *Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of crash-stop in ducted propellers with stator blades // Proceedings of 29th symposium on naval hydrodynamics. Gothenorg, 2012. P. 1–13.
15. *Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of flow around a reverse rotating propeller // Journal of Fluid Mechanics. 2013. Vol. 729. P. 151–179. DOI: 10.1017/jfm.2013.292.
16. *Black S., Swithenbank S.* Analysis of crash-stop forces compared with experimental results // Proceedings of

References

1. A crash-stop study for an Azipod-propelled vessel // *V. Bushkovsky, A. Pustoshny, A. Vasiliev, T. Veikonheimo* // 7th International Conference on Fast sea transportation (FAST'2003) : Proceedings. Naples, 2003. Vol. 2. P. P2003-7 (p. 1–6).
2. OptiStopp – Optimierung des Stoppanövers von Schiffen mit Vertstellpopeller und Hybridantrieben / *M. Steinwand, S. Stutz, K. Tigges* [et al.] // Statustagung Maritime Technologien : Tagungsband der Statustagung. Jülich : Forschungszentrum Jülich, 2016. P. 189–203. (Schriftenreihe Projekträger Jülich ; 8).
3. Integrated simulation framework for crash back operation / *P. Prempraneerach, S. Brizzolara, G.E. Karniadakis, C. Chryssostomidis*. Cambridge : Massachusetts Institute of Technology, [2012]. 8 p. (MITSG Report ; 12-07).
4. *Schoop-Zipfel I., Abdel-Maksoud M., Tigges K.* Stopping simulations and sea trial measurements of a ship with diesel-electric propulsion and controllable pitch propellers // International conference on marine simulation and ship maneuverability (MARSIM 2012). Red Hook : Curran, 2012. P. 392–406.

- First International symposium on marine propulsors (SMP'09). Thronheim : Norwegian Marine Technology Research Institute, 2009. P. 463–474.
17. Propeller performance at extreme off design conditions / S. Jessup, C. Chesnakas, D. Fry [et al.] // Proceedings of the 25th Symposium on naval hydrodynamics. Washington : National Academies Press, 2005. Pag. var. (p. 1–20).
 18. *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.
 19. *Garbaruk A.V., Strelets M.H., Shur M.L.* Simulation of turbulence in complex flow calculations. St. Petersburg : Publishing House of St. Petersburg Polytechnical University, 2012. 88 p. (in Russian).
 20. Development, application and validation of hybrid URANS-LES methods for flow simulation in the ship stern area / N. Kornev, A. Taranov, E. Shchukin [et al.] // Proceedings of 29th Symposium on naval hydrodynamics. Gothenburg, 2012.
 21. *Verma A., Jang H., Mahesh K.* Large eddy simulation of the effect of hull on marine propulsors in crash-stop // Second International symposium on marine propulsors (SMP'11). Hamburg : Institute for Fluid Dynamics and Ship Theory, 2011. P. 507–514.
 22. *Pustoshny A.V.* Design of propulsors for multi-mode vessels taking into account the specific of their operation in different conditions. Doctoral Theses. St. Petersburg, Krylov Central Research Institute, 2001. 158 p. (in Russian).

Сведения об авторах

Бушковский Владимир Александрович, к.т.н., ведущий научный сотрудник ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 386-67-49. E-mail: vladimirbush57@mail.ru.

Кузнецова Анна Владимировна, ведущий инженер отдела математического моделирования ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158,

Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 748-63-19. E-mail: a_kyznetsova@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-0256-9423>.

Пустошный Александр Владимирович, член-корреспондент РАН, д.т.н., главный научный сотрудник-консультант ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 415-47-99. E-mail: 2_otd@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0003-4797-2213>.

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) 415-65-87. E-mail: AE_Taranov@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-1325-3838>.

About the authors

Vladimir A. Bushkovsky, Cand. Sci. (Eng), Lead Researcher, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 386-67-49. E-mail: vladimirbush57@mail.ru.

Anna V. Kuznetsova, Leading Engineer of Mathematical Modeling and Supercomputer Technologies Department, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 748-63-19. E-mail: a_kyznetsova@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-0256-9423>.

Alexander V. Pustoshny, Dr. Sci. (Eng.), Corresponded member of Russian Academy of Science, Principal research scientist – consultant, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 415-47-99. E-mail: 2_otd@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0003-4797-2213>.

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) 415-65-87. E-mail: AE_Taranov@ksrc.ru. <https://orcid.org/0000-0002-1325-3838>.

Поступила / Received: 26.02.24
Принята в печать / Accepted: 23.08.24
© Коллектив авторов, 2024

Рис. 1. Изменение шага лопасти [5]
Fig. 1. Blade pitch change [5]

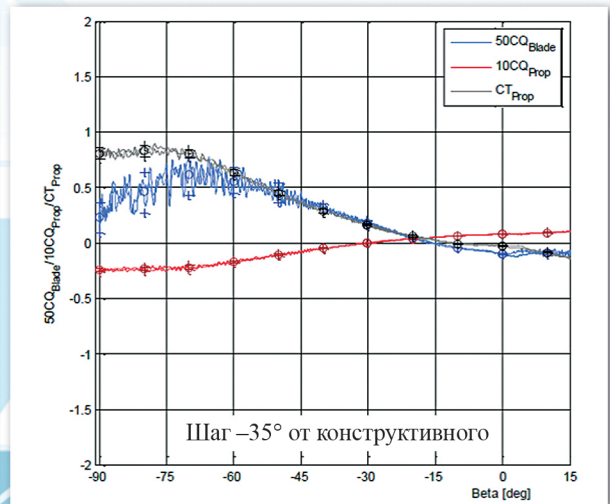
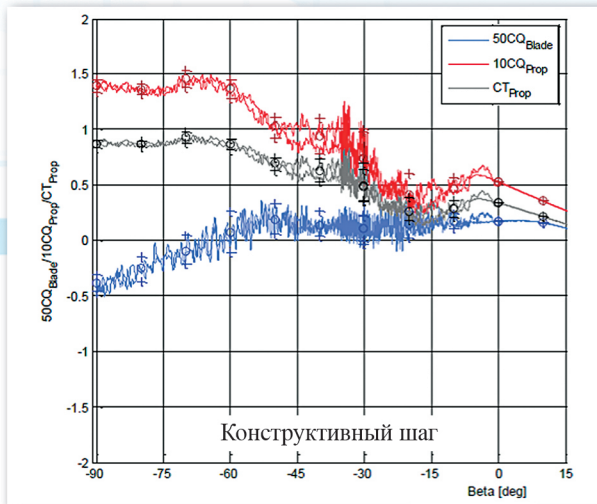
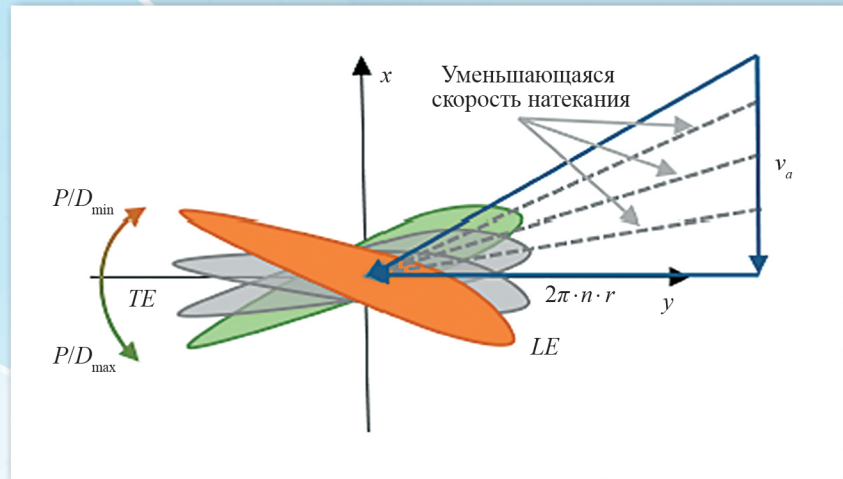
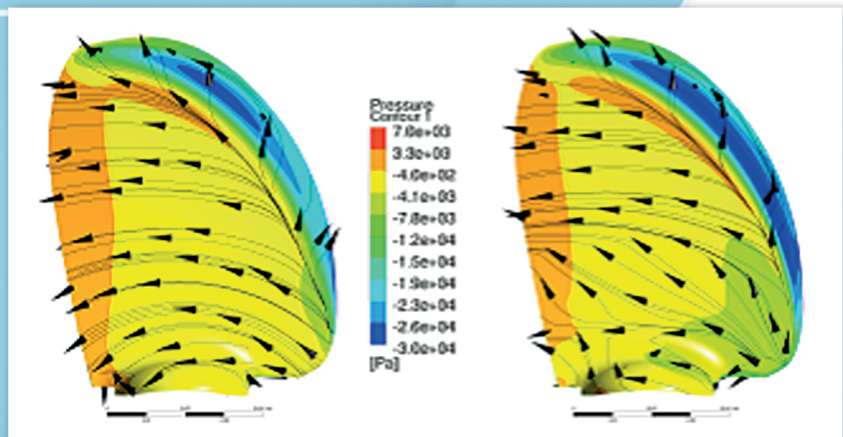


Рис. 4. Данные квазистационарных испытаний винта регулируемого шага при $\beta < 0$ и интервал 95 % обеспеченности стационарных испытаний (кресты) [7]

Fig. 4. Quasi-steady test data for CPPs at $\beta < 0$ and 95 % occurrence interval for steady tests (crosses) [7]

Рис. 5. Отрыв на засасывающей стороне лопасти: слева – сетка *a*, справа – сетка *b* [5]

Fig. 5. Flow separation on blade suction side: Mesh *a* (left) vs Mesh *b* (right) [5]



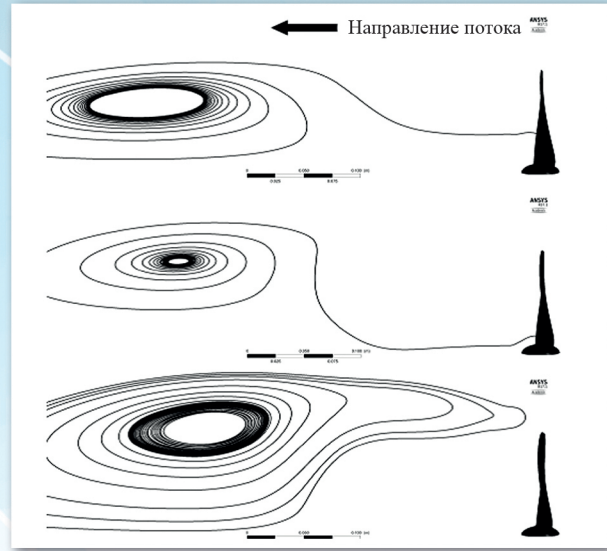
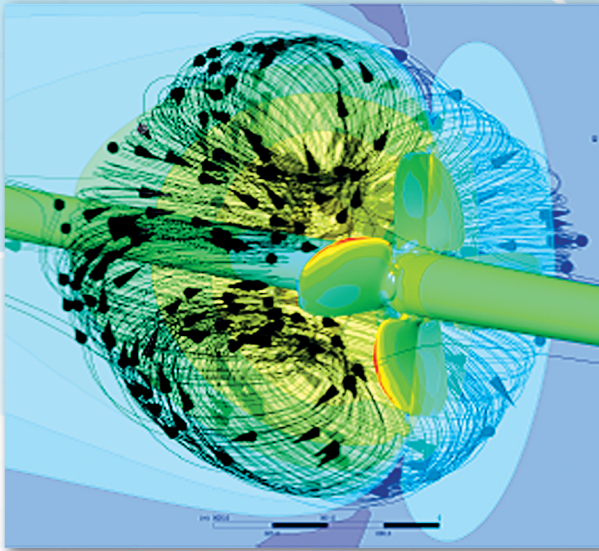


Рис. 6. Торoidalное вихревое кольцо за винтом регулируемого шага при высоком отрицательном упоре винта и расчетное изменение положения вихревого кольца от шага лопасти (сверху вниз $P/D = +0,1$; $P/D = 0$; $P/D = -0,1$; $J = 0,91$). Поток справа [5]

Fig. 6. Toroidal turbulent ring behind CPP with high negative thrust and calculated change of ring location as function of blade pitch (top-to-bottom $P/D = +0.1$; $P/D = 0$; $P/D = -0.1$; $J = 0.91$). The flow comes from the right side [5]

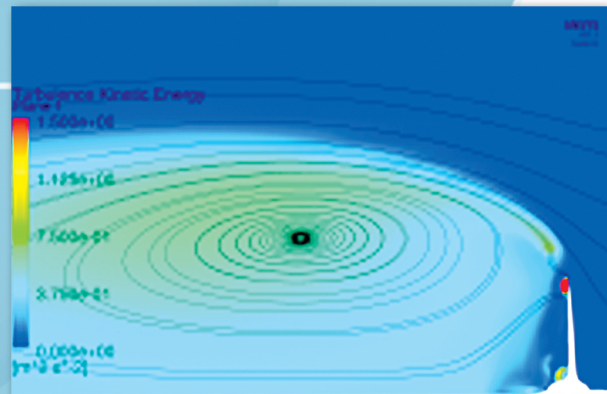
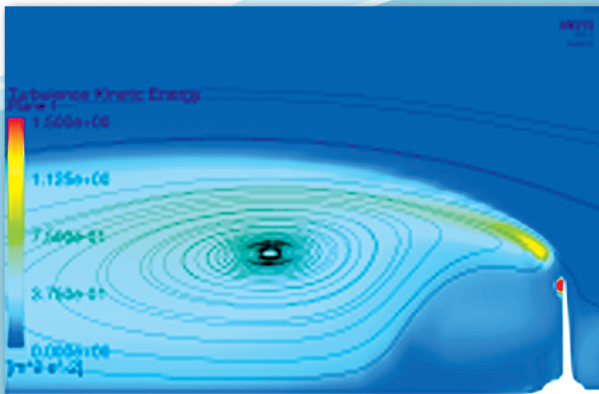
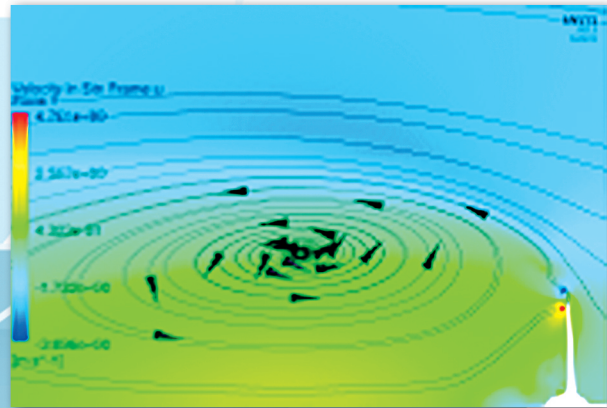
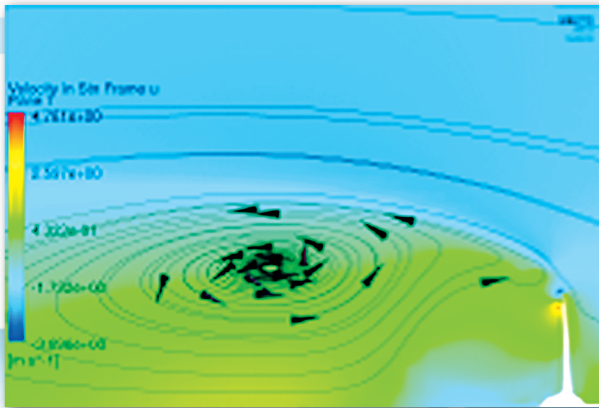


Рис. 8. Векторы скоростей в торообразном вихре (вверху) и турбулентная энергия за лопастью в расчетах RANS. Слева – сетка *a*, справа – сетка *b* [5]

Fig. 8. Speed vectors in toroidal vortex (*top*) and turbulent energy behind the blade in RANS calculations: Mesh *a* (*left*) vs Mesh *b* (*right*) [5]

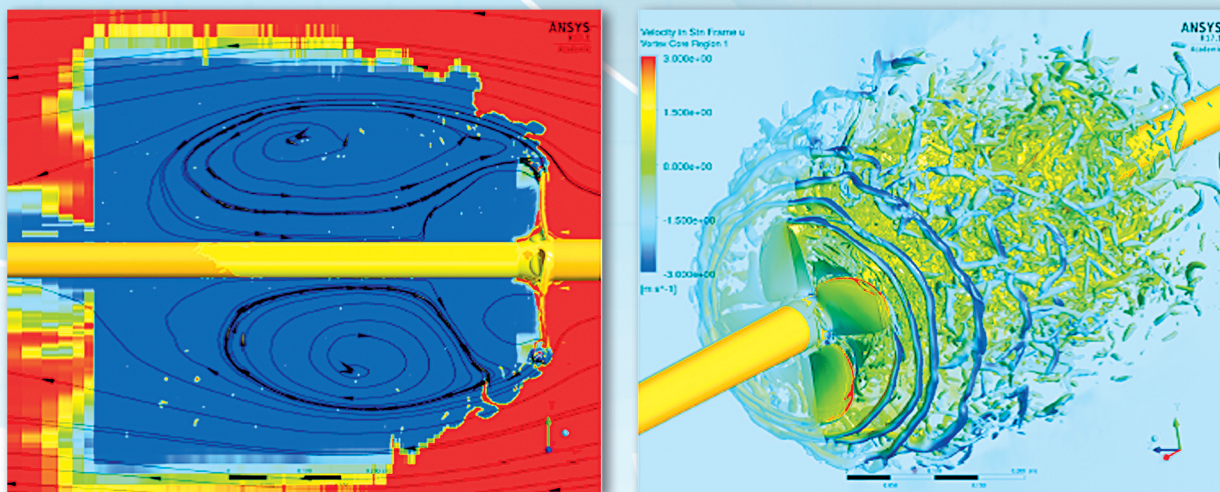


Рис. 9. Распространение LES (синий) и RANS (красный) областей для расчетов DES винта на аварийном реверсе для $J = 0,8$ с осредненными линиями тока скоростей (слева); завихренность в зоне кольцевого вихря (Q-критерий, окраска в соответствии с осевыми скоростями) (справа) [5]

Fig. 9. Extent of LES (blue) and RANS (red) areas for propeller DES calculation in crash-stop conditions for $J = 0.8$ with average flow speed vectors (*left*); turbulence in the ring vortex zone (Q-criterion, colour scale as per axial speeds) (*right*) [5]

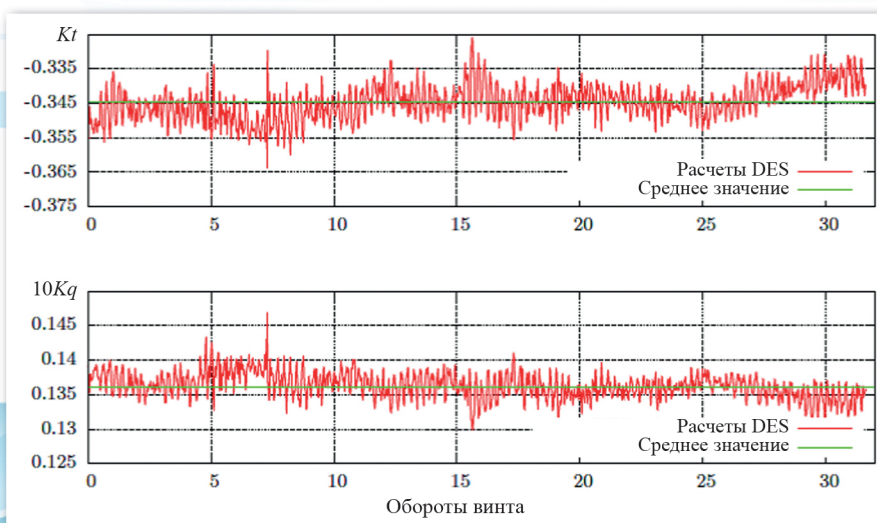


Рис. 10. История по времени для коэффициента упора Kt и момента $10Kq$ при $P/D = -0,2$, $J = 0,8$ по данным расчета DES [5]

Fig. 10. Time history for thrust Kt and torque $10Kq$ coefficients at $P/D = -0.2$, $J = 0.8$ as per DES calculation results [5]

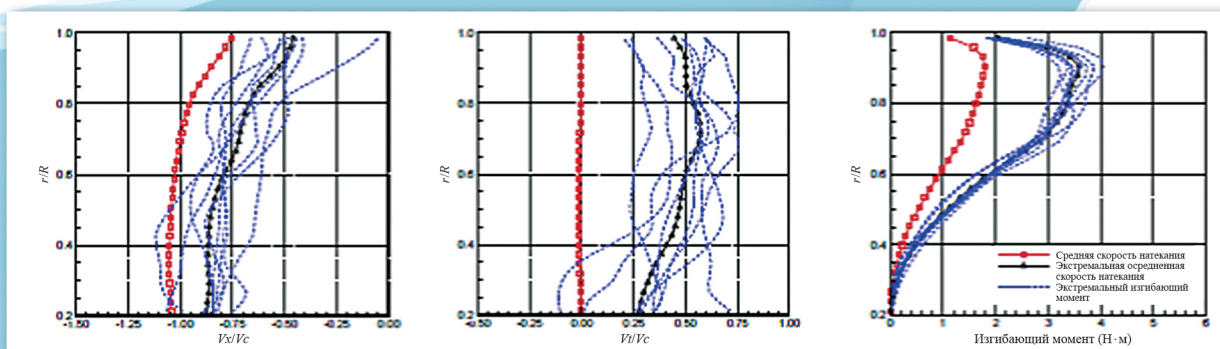


Рис. 11. Сопоставление радиального распределения средних и экстремальных скоростей и изгибающего момента вдоль лопасти для винта в насадке [16]

Fig. 11. Comparison of radial distribution: radial and extreme speeds vs longitudinal bending moment of ducted propeller blade [16]

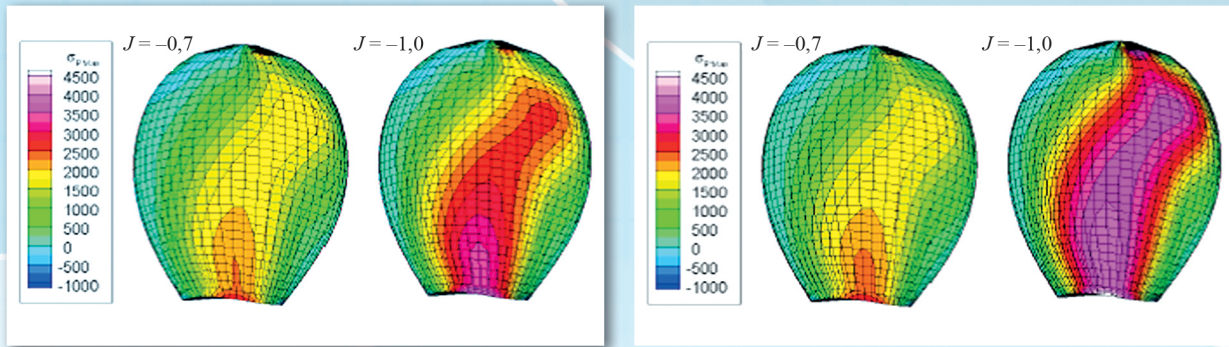


Рис. 12. Напряжения при аварийном реверсе для открытого винта (слева) и в насадке – (справа) [16]
Fig. 12. Crash-stop stresses for open (left) and ducted (right) propeller [16]

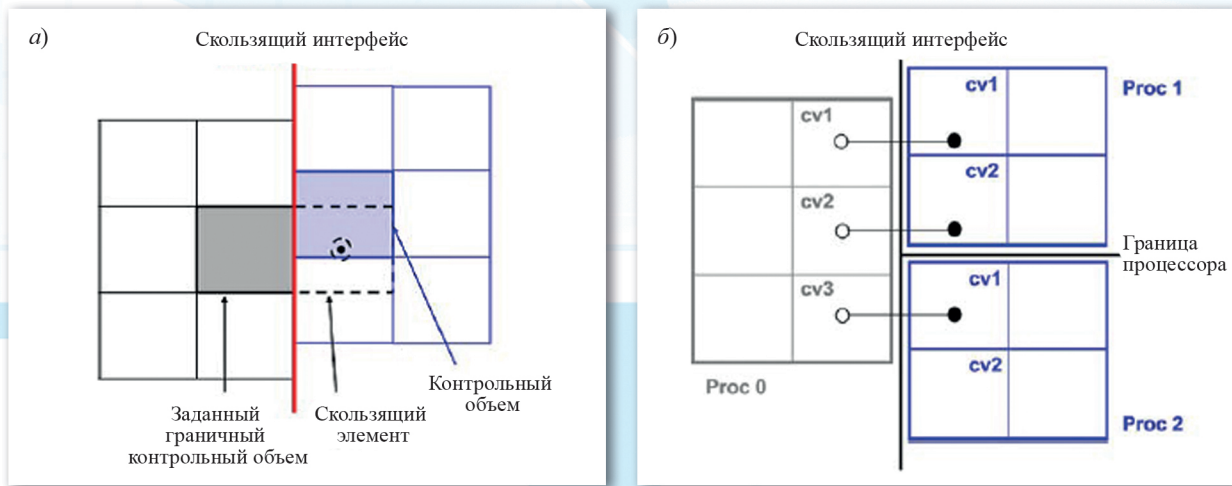


Рис. 14. Схема для метода со скользящим интерфейсом [14]
Fig. 14. Layout for the sliding-interface method [14]

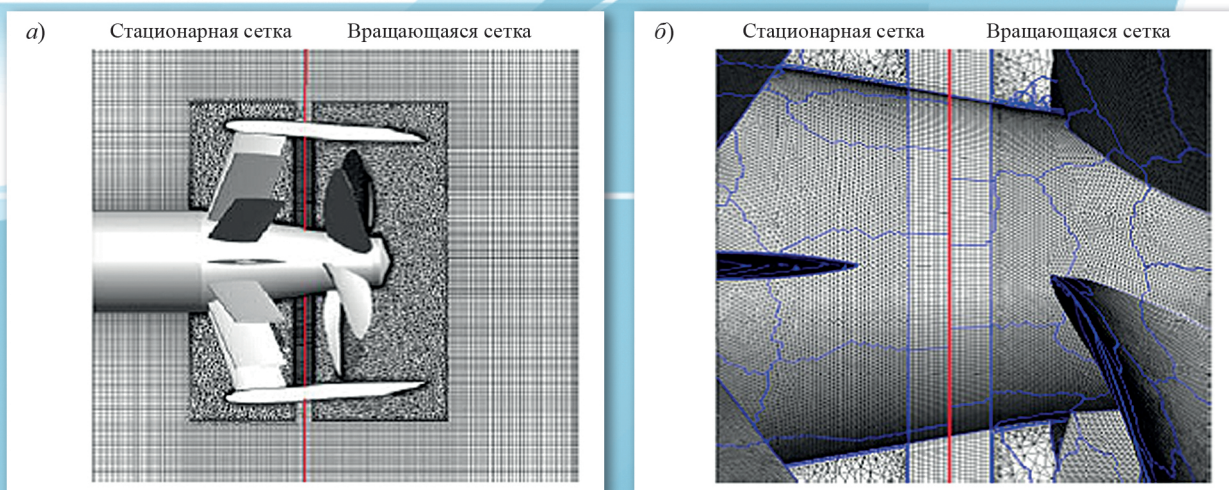


Рис. 16. Расчетная сетка в плоскости x - y для винта в насадке со статором (а); укрупненное изображение (б). Красная линия – скользящий интерфейс, голубые линии – границы процессоров [14]
Fig. 16. Calculation mesh in x - y plane for ducted propeller with stator (a) and its enlarged image (b). Red line – sliding interface; blue lines – processor boundaries [14]

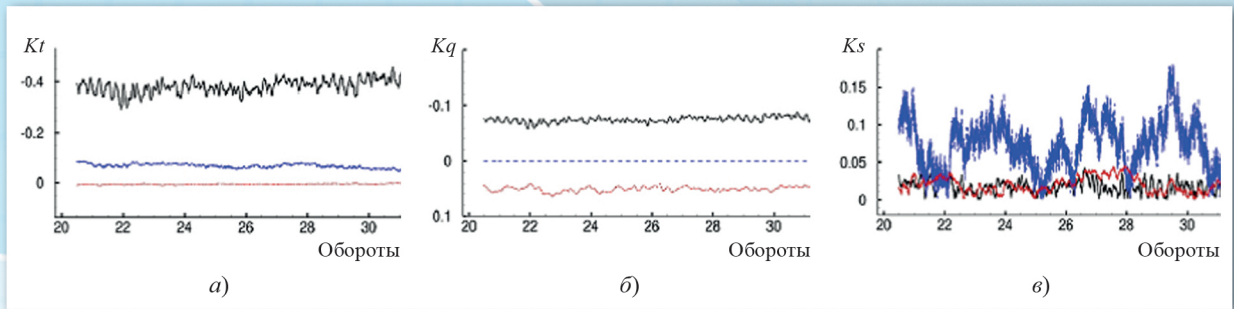


Рис. 17. Временная история нестационарных нагрузок на винте в насадке с лопастями статора: K_t (а), K_q (б), K_s (в). $J = -0,7$. Черная линия – на лопасти, красная – на статоре, пунктир – на насадке [14]

Fig. 17. Time history for unsteady loads on ducted propeller with stator blades: K_t (a), K_q (b), K_s (c). $J = -0.7$. Black line – blade load, red line – stator load, dotted line – duct load [14]

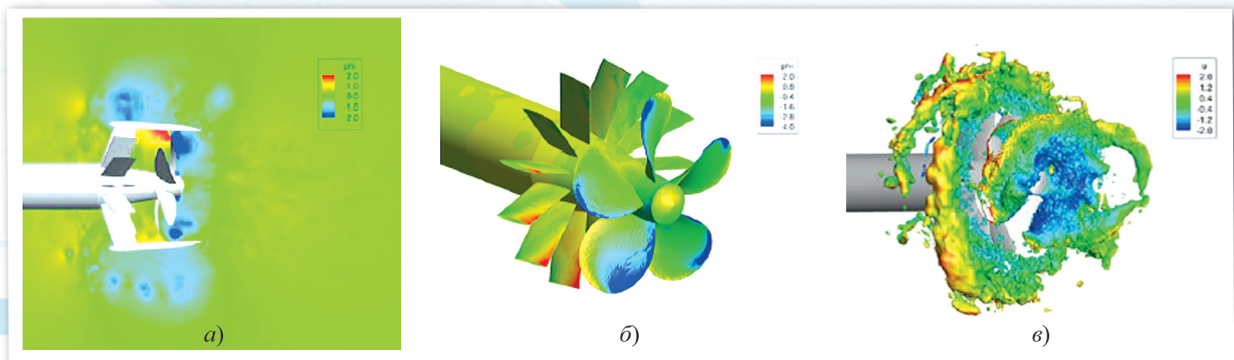


Рис. 18. Мгновенное поле давлений вокруг винта в насадке с лопастями статора: а) в x - y плоскости; б) на поверхности винта; в) изо-контур $C_p = -1$ [14]

Fig. 18. Instantaneous pressure field around ducted propeller with stator blades: a) in x - y plane; b) on propeller surface; c) iso-contour $C_p = -1$ [14]

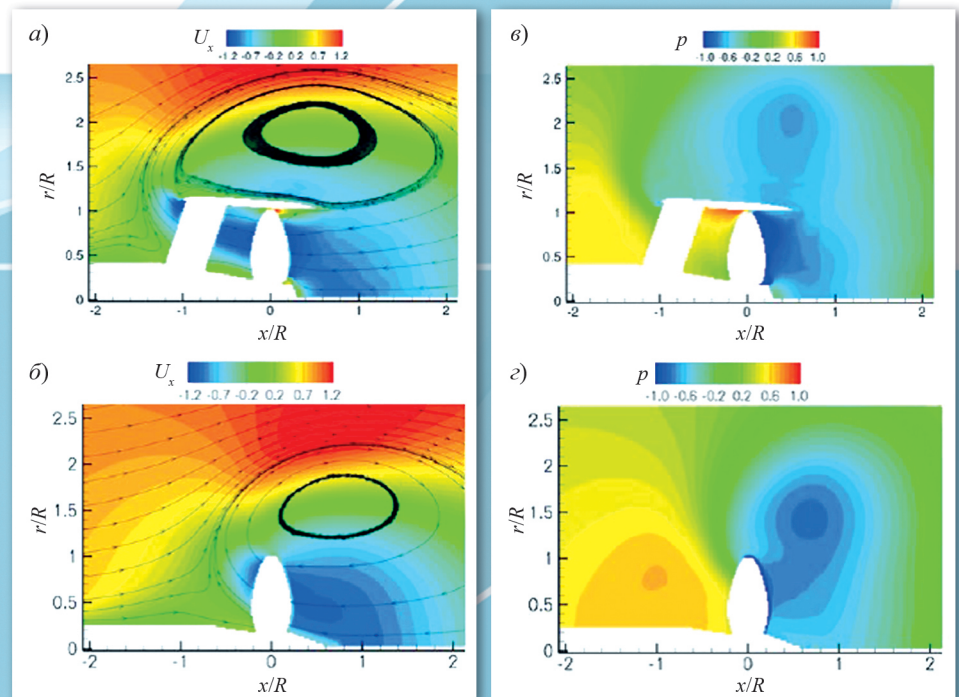
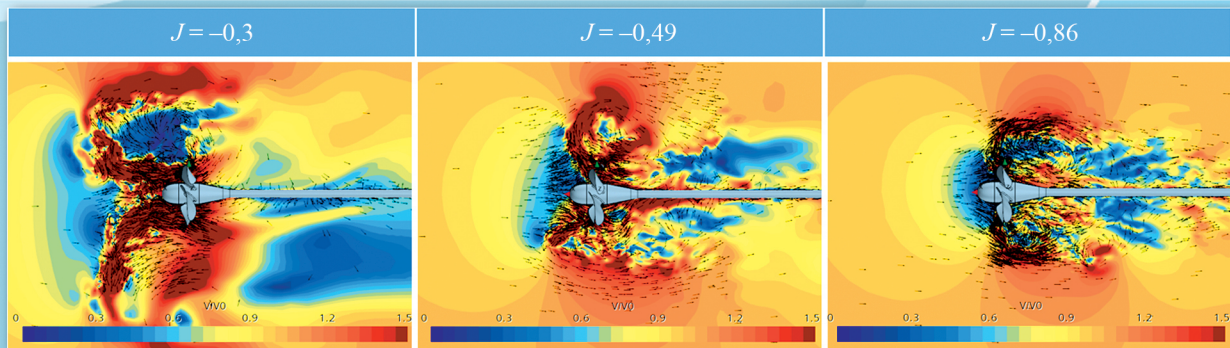
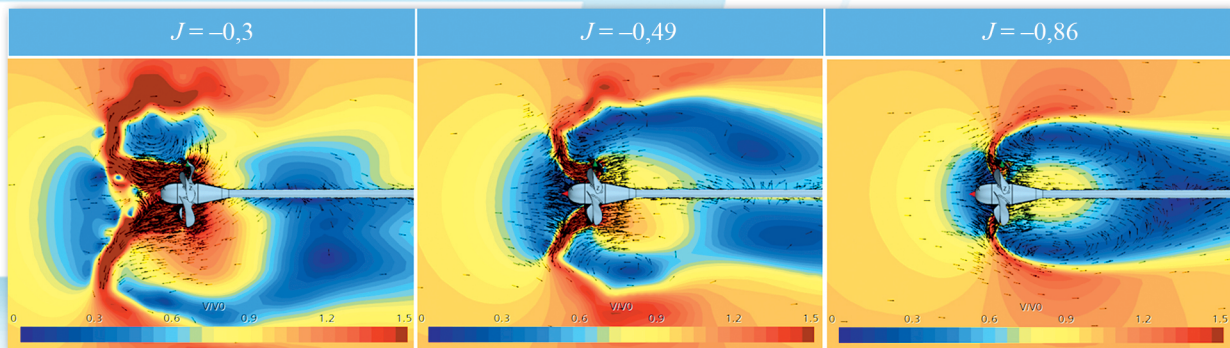
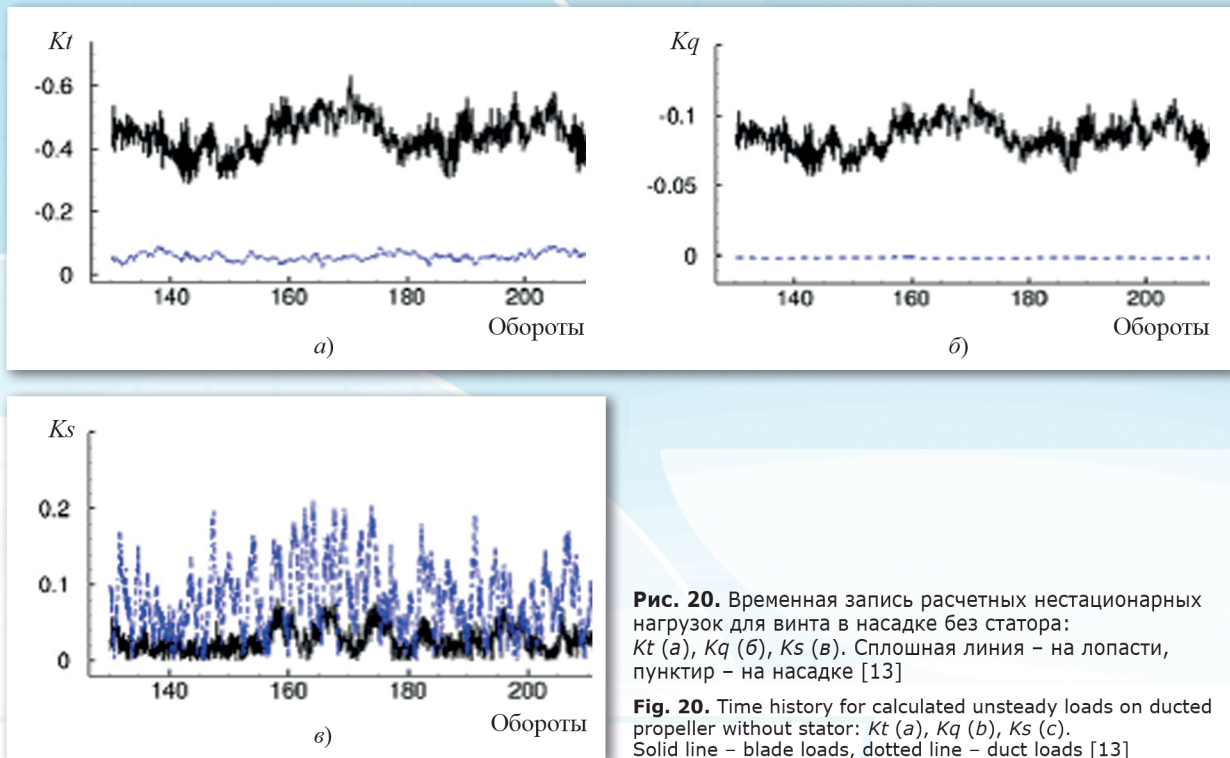


Рис. 19. Осреднение аксиальной скорости с линиями тока (а), (б) и давлений (в), (г) для винта в насадке (а), (в) и открытого винта (б), (г). $J = -0,7$ [14]

Fig. 19. Averaged axial speed with flow lines (a), (b) and pressures (c), (d) for ducted propeller (a), (c) and open propeller (b), (d). $J = -0,7$ [14]



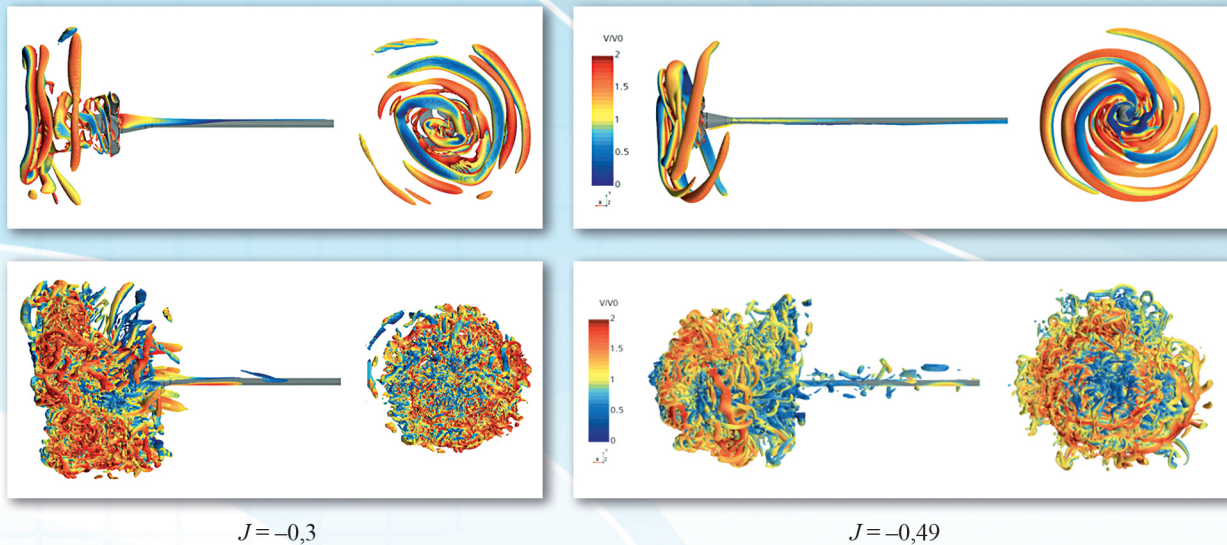


Рис. 25. Вихревые структуры вблизи модели гребных винтов URANS (сверху) и DES (снизу)
Fig. 25. Turbulent structures near propeller model: URANS (*top*) vs DES (*bottom*)

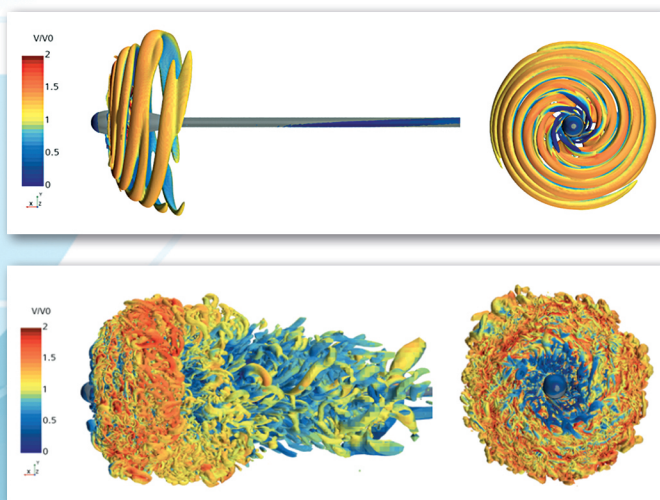


Рис. 26. Вихревые структуры вблизи модели гребных винтов URANS (сверху) и DES (снизу). $J = -0,86$

Fig. 26. Turbulent structures near propeller model: URANS (*top*) vs DES (*bottom*): $J = -0.86$

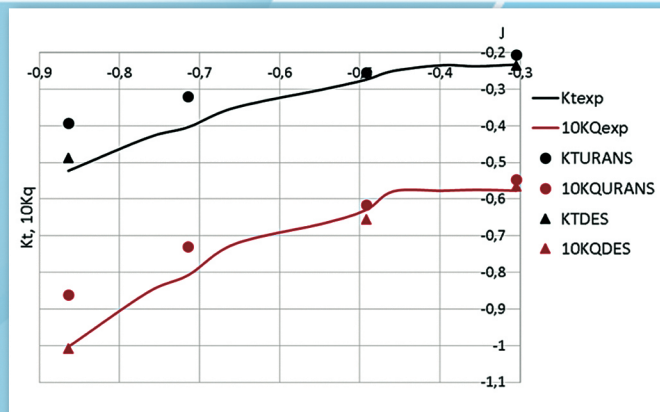


Рис. 27. Сравнение полученных гидродинамических характеристик различными методами расчета (точки) с экспериментом (линии)

Fig. 27. Comparison of hydrodynamic parameters obtained as per various calculation techniques (dots) vs experimental data (curves)

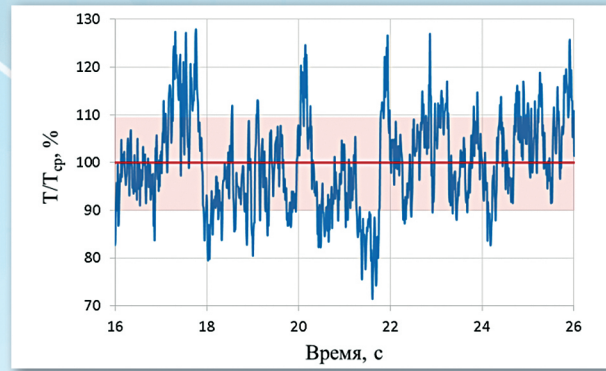
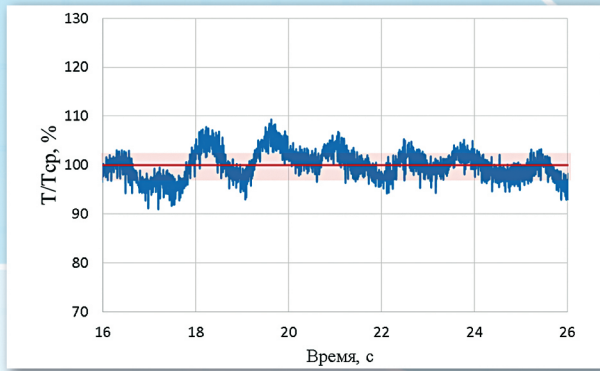


Рис. 28. Изменение упора во времени при $J = -0,3$ расчетом по различным методам: URANS (слева) и DES (справа)
Fig. 28. Time history for thrust at $J = -0.3$ as per different calculation techniques: URANS (left) and DES (right)

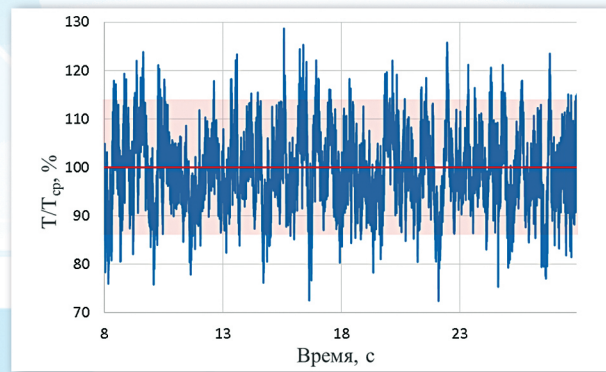
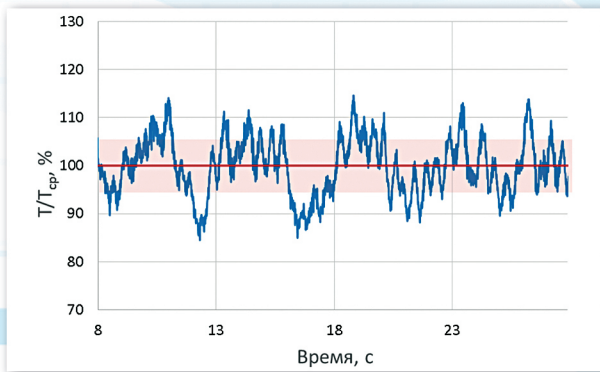


Рис. 29. Изменение упора во времени при $J = -0,49$ расчетом по различным методам: URANS (слева) и DES (справа)
Fig. 29. Time history for thrust at $J = -0.49$ as per different calculation techniques: URANS (left) and DES (right)

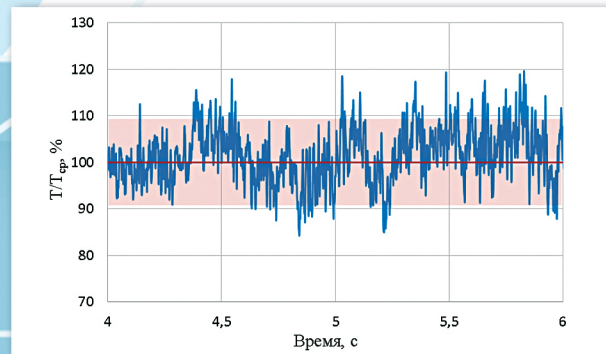
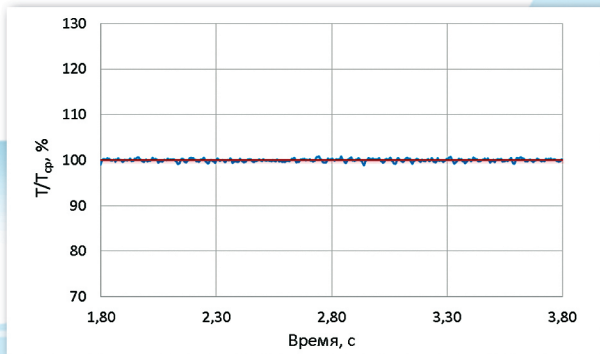


Рис. 30. Изменение упора во времени при $J = -0,86$ расчетом по различным методам: URANS (слева) и DES (справа)
Fig. 30. Time history for thrust at $J = -0.86$ as per different calculation techniques: URANS (left) and DES (right)

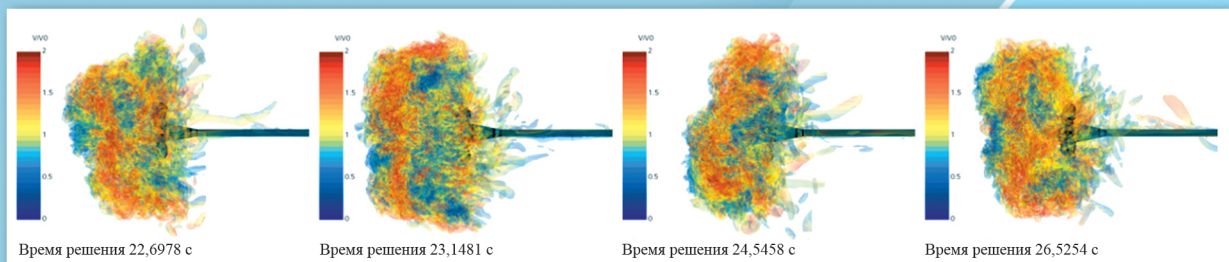


Рис. 31. Изменение положения вихревых структур перед гребным винтом во времени
Fig. 31. Time history of turbulent structure locations in front of the propeller