

DOI: 10.24937/2542-2324-2020-3-393-25-36
УДК 629.5.035.5

В.М. Котлович, А.Б. Мухин
ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ХАРАКТЕРИСТИК ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ГРЕБНЫХ ВИНТОВ С КОРПУСОМ КОРАБЛЯ

Объект и цель научной работы. Статья посвящена анализу особенностей кривых действия гребных винтов и их взаимодействия с корпусом корабля с целью выяснения гидродинамических причин этого явления.

Материалы и методы. Кривые действия гребных винтов, применяемых на современных боевых кораблях и судах, в «свободной воде» и в потоке за корпусом при малых поступях пересекаются друг с другом, что приводит к появлению отрицательных значений коэффициента попутного потока и положительных – для приращения коэффициента влияния неоднородности Δi_Q . К анализу причин этих особенностей привлечены данные по аэродинамике крыльев и материалы по углам атаки элементов лопастей гребных винтов. Используются расчетно-теоретические подходы.

Основные результаты. Показано, что для винтов характерно удлинение лопастей порядка 2–4. Наибольшие углы атаки имеют прикорневые сечения лопасти винта, которые при повышении нагрузки могут оттекаться нелинейно; это усиливается при работе винта в неоднородном потоке за корпусом. Саблевидность лопастей играет вспомогательную роль. Приведены примеры проявления нелинейности кривых действия винтов в других случаях.

Заключение. Основной причиной указанных особенностей гидродинамики гребных винтов является нелинейность коэффициента подъемной силы прикорневых элементов их лопастей, которые при повышенных нагрузках обтекаются с отрывом потока из-за нелинейности подъемной силы.

Ключевые слова: гребные винты, боевые корабли, транспортные суда, нелинейность подъемной силы, самоходные испытания.

Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

DOI: 10.24937/2542-2324-2020-3-393-25-36
UDC 629.5.035.5

V. Kotlovich, A. Mukhin
Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

CERTAIN PECULIARITIES OF PROPELLER-HULL INTERACTION

Object and purpose of research. This paper analyses the peculiarities of propeller performance curves and propeller-hull interaction to find out their hydrodynamic reasons.

Materials and methods. Propeller performance curves of modern naval ships, both open-water and behind the hull, intersect at low advance ratios, which results in negative wake fractions and growing wake non-uniformity effect upon torque Δi_Q . The reasons for these phenomena are analysed using the data on foil aerodynamics and attack angles of propeller blade elements. The study is performed as per analytical and theoretical approaches.

Main results. The study shows that propeller blade elongation is usually equal to 2–4. Attack angles are the highest at blade roots that may have non-linear flow patterns as load grows; this effect is further increased by propeller operation in non-uniform hull wake. Blade skew is a secondary factor. Case studies of this paper illustrate the non-linearity of propeller performance curves in other cases.

Conclusion. The main reason for these peculiarities of propeller hydrodynamics is non-linear lifting force coefficient of their blade root elements: at high loads, blade roots suffer flow separations due to non-linear lifting force.

Keywords: propellers, naval ships, carrier vessels, non-linear lifting force, self-propulsion tests.

Authors declare lack of the possible conflicts of interests.

Для цитирования: Котлович В.М., Мухин А.Б. Некоторые особенности характеристик взаимодействия гребных винтов с корпусом корабля. Труды Крыловского государственного научного центра. 2020; 3(393): 25–36.

For citations: Kotlovich V., Mukhin A. Certain peculiarities of propeller-hull interaction. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2020; 3(393): 25–36 (in Russian).

Введение

Introduction

Судовые гребные винты (ГВ) имеют разнообразную конструкцию. Их размещение на судне, размеры, число, форма и профилировка лопастей определяются типом и назначением судна, условиями его эксплуатации, а также некоторыми специальными требованиями, которые к ним предъявляются. Для ГВ транспортных судов, помимо обеспечения требуемого упора, при заданных параметрах силовой установки судна и прочности, как правило, требуется обеспечение минимальных значений изгибающих моментов на валопроводе и вибрации корпуса, обусловленной работой двигателя. Типичным примером ГВ транспортных судов является серия четырехлопастных винтов М4-85 [1].

Наряду с указанными, одним из главных требований к ГВ боевых кораблей является обеспечение минимального кавитационного шума и звукоизлучения различной природы. Исследованию акустических качеств ГВ посвящены работы многих специалистов, например [2, 3]. Они касаются как конструкции самих малошумных ГВ, так и снижения неоднородности набегающего на них потока корпуса. В частности, для снижения звукоизлучения, помимо выравнивания потока корпуса, у этих ГВ применяются:

- увеличенное количество лопастей z . Этот прием основан на том, что бесконечно-лопастной ГВ ($z = \infty$), работающий в неоднородном потоке, не создает звука вращения. Поэтому при росте числа лопастей интенсивность звука, в общем, снижается. Реально число лопастей возрастает с $z = 3-4$ до $z = 7$ и ограничивается лишь технологическими возможностями производства;
- саблевидная форма лопасти в плане. Она позволяет обеспечить одновременное прохождение всей лопастью через зону тех или иных особенностей радиального распределения по диску ГВ гармоник поля скоростей набегающего потока. Статья [4] посвящена оптимизации степени саблевидности при заданном гармоническом составе потока.

Ранее для самоходных испытаний моделей, проводимых с целью определения коэффициентов взаимодействия ГВ и корпуса, для моделей и транспортных судов, и боевых кораблей, как правило, использовались модели «магазинных» винтов, имевшихся в наличии и близких к реальным винтам по своим основным параметрам: диаметру (D), шаговому (H/D) и дисковому (A_E/A_0) отношениям и, иногда, по числу лопастей (z). В последнее время в результате повы-

шения требований к точности определения характеристик взаимодействия, автоматизации проектирования ГВ и их изготовления на станке с ЧПУ или путем 3D-печати выполняется предварительное проектирование и изготовление модели требуемого ГВ, которая и используется при проведении самоходных испытаний. Затем по уточненным коэффициентам взаимодействия выполняется окончательный проект винта. Однако уже после первых испытаний самоходных моделей кораблей некоторых классов, оснащенных малошумными ГВ, в частности, с $z = 7$ и саблевыми лопастями, проявились некоторые неожиданные и гидромеханические особенности.

Описанию и выяснению причин этих явлений посвящено данное исследование.

В дальнейшем будем рассматривать различные параметры в безразмерном виде, относя их размерные величины к:

- радиусу винта $R = D/2$ для линейных размеров (безразмерный радиус ГВ $\bar{R} = 1$);
- скорости невозмущенного потока V_0 (скорости судна) для скоростей;
- комбинации $\rho n^2 D^f$ для упоров ($f = 4$) и моментов ($f = 5$); здесь n – частота вращения винта, а ρ – плотность воды.

Для простоты записи знаки обезразмеривания (надчеркивание) будем опускать.

Особенности гидродинамических характеристик гребных винтов в «свободной воде» и при их работе за корпусом корабля

Peculiarities of hydrodynamic propeller parameters in open water and behind the hull

Согласно экспериментальным данным, при работе ГВ в попутном потоке корпуса корабля кривые коэффициентов упора $K_{TB}(J_V) = T_B/(\rho n^2 D^4)$, как правило, пересекают кривые коэффициентов упора $K_T(J) = T/(\rho n^2 D^4)$ этого же винта в «свободной воде». Здесь $J_V = V_0/(nD)$ и $J = V/(nD)$ – кажущаяся поступь и поступь изолированного ГВ соответственно, а V – средняя по диску винта (ДГВ) скорость потока, натекающего на двигатель, постоянная для изолированного винта ($V = V_0 = \text{const}$). При этом оказывается, что на швартовном режиме $K_{TB}(J_V = 0) < K_T(V = 0)$. В качестве примера на рис. 1 и 2 представлены результаты самоходных испытаний двух таких моделей. Для моделей 1 и 2 кривые коэффициентов упора винтов в «свободной воде» $K_T(J)$ и при их работе за корпусом $K_{TB}(J_V)$ пересекаются при $J = J_V = J_T \approx 0,17$ и 0,5 соответственно.

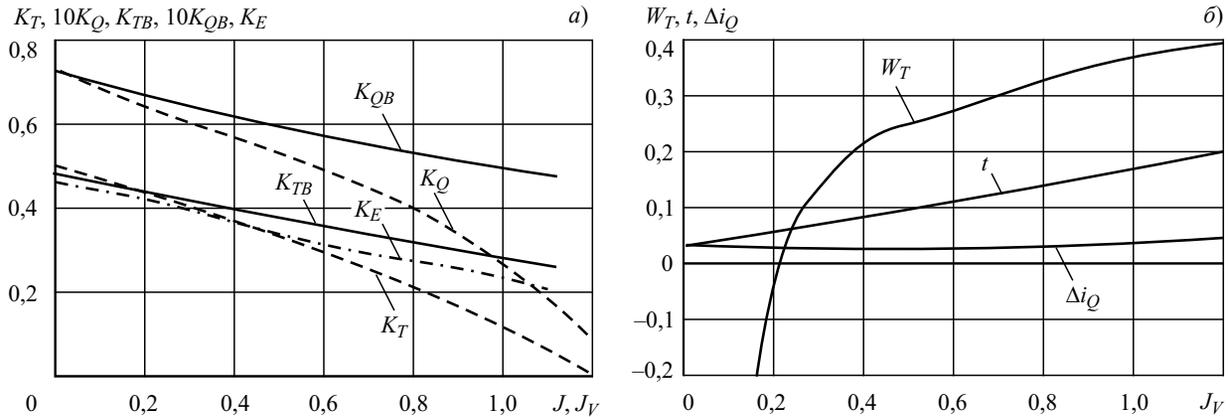


Рис. 1. Кривые действия и коэффициенты взаимодействия гребного винта модели 1: а) K_T и K_Q в «свободной воде», K_{TB} , K_{QB} и K_E за корпусом; б) кривые коэффициентов взаимодействия

Fig. 1. Performance curves and interaction coefficient for propeller model No. 1: а) open-water K_T and K_Q ; K_{TB} , K_{QB} and K_E behind the hull; б) curves of interaction coefficients

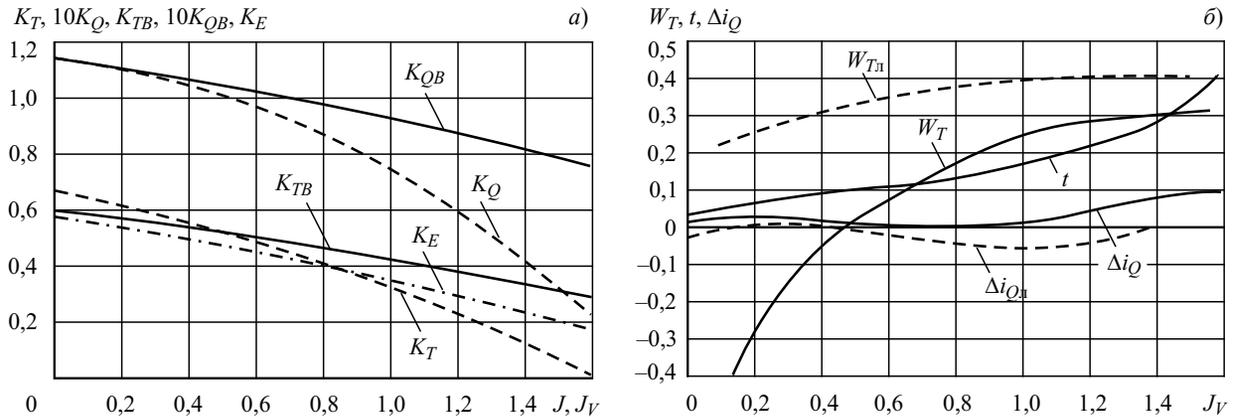


Рис. 2. Кривые действия и коэффициенты взаимодействия гребного винта модели 2: а) K_T и K_Q в «свободной воде», K_{TB} , K_{QB} и K_E за корпусом; б) кривые коэффициентов взаимодействия; - - - расчет $W_{Tл}$ и $\Delta i_{Qл}$ для случая «безотрывного» обтекания (индекс «л»)

Fig. 2. Performance curves and interaction coefficient for propeller model No. 2: а) open-water K_T and K_Q ; K_{TB} , K_{QB} and K_E behind the hull; б) curves of interaction coefficients; - - - calculated $W_{Tл}$ and $\Delta i_{Qл}$ for separation-free flow (l subscript)

Этот факт подтверждается ходом кривых $K_E(J_V)$, которые определяются независимо от показаний винтовых динамометров самоходных моделей. Коэффициенты засасывания $t(J_V) = 1 - \frac{K_E(J_V)}{K_{TB}(J_V)}$ имеют обычный вид, плавно возрастая от $t \approx 0,03$ на швартовном режиме до $t \approx 0,20$ при $J_V = 1,2$.

Для моделей 1 и 2 кривые коэффициентов момента винтов $K_{QB}(J_V)$ при работе за корпусом корабля на рис. 1а и 2а также пересекаются с одноименными характеристиками этих ГВ в «свободной воде» $K_Q(J)$ при поступях, соответственно, $J_Q \approx (0,14 \text{ и } 0,25) < J_T$. Но в некоторых случаях

такого пересечения нет; оно будет, по-видимому, при $J_Q < 0$.

Параметры взаимодействия винта и корпуса, такие как расчетные коэффициенты попутного потока и влияния неоднородности набегающего потока на момент винта, определяются на основе гипотезы эквивалентности условий работы винта за корпусом и в «свободной воде»: при одинаковых оборотах ГВ и равенстве упоров (по Фруду) средние скорости потока V , натекающего на ГВ, одинаковы. При $K_{TB}(J_V) = K_T(J)$ коэффициент попутного потока определяется как $W_T = 1 - J/J_V$, а коэффициент влияния неоднородности потока на момент равен $i_Q = K_{QB}(J_V)/K_Q(J)$.

Если при поступи J_T кривые коэффициентов упора равны $K_{TB}(J_V) = K_T(J)$, то коэффициент попутного потока $W_T(J_T) = 1 - (J_T/J_T) = 0$. Тогда при поступях $J_V > J_T$, где обычно лежат проектные режимы работы ГВ, этот коэффициент $W_T > 0$, но в области $J_V < J_T$ он отрицателен $W_T < 0$.

В точках пересечения кривых упоров величины $K_{QB}(J_T) > K_Q(J_T)$ и коэффициенты $i_Q(J_T) > 1$. Приращение этого коэффициента $\Delta i_Q = i_Q - 1$, которыми удобнее пользоваться при графическом представлении, оказываются положительными практически во всем обследованном диапазоне кажущихся поступей.

Указанные особенности входят в противоречие с установившимися положениями. Так, по теории [5] (идеальный винт), в безграничной жидкости коэффициент попутного потока должен иметь структуру типа

$$W_T = W_H + \frac{t_0}{2} w_x > 0 \text{ при } W_H > 0 \text{ и } t_0 > 0, \quad (1)$$

где W_H и t_0 – коэффициент номинального попутного потока и коэффициент засасывания на швартовых соответственно; w_x – осевая скорость, вызванная работой движителя, в его диске (отнесенная к V_0).

Положительные значения Δi_Q не соответствуют тому, что, согласно [6], при типичной для кораблей неоднородности потока, когда его местная скорость возрастает при удалении от оси винта, это приращение должно быть отрицательным $\Delta i_Q < 0$.

В [7] показано, что на швартовном режиме и вблизи него в различных случаях коэффициент упора винта за корпусом может быть и больше, и меньше величины этого коэффициента для винта в «свободной воде». Для проектировочного расчета ГВ, работающих на подобных режимах, в [7] предложена удобная «швартовная» схема учета взаимодействия движителя с корпусом по данным испытаний самоходных моделей, однако ничего не говорится о причинах того или иного отмеченного поведения коэффициентов упора при тяжелых нагрузках.

Учитывая, что в рассматриваемом случае в абсолютном большинстве опытов в достаточно широком диапазоне поступей, прилегающих к швартовкам, коэффициент упора за корпусом $K_{TB}(J_V)$ меньше, чем $K_T(V)$, это явление закономерно и должно быть объяснено определенными гидродинамическими факторами.

Некоторые сведения из аэродинамики несущих крыльев

Some insights to bearing foil aerodynamics

Лопастей ГВ представляют собой крылья конечного размаха. Хотя условия обтекания лопастей и крыльев

значительно отличаются друг от друга, для выяснения причин особенностей работы многолопастных малошумных ГВ полезно предварительно кратко рассмотреть аэродинамические характеристики авиационных крыльев. Поскольку первоначально указанные особенности кривых действия многолопастных малошумных ГВ некоторые специалисты связывали с саблевидностью их лопастей, при этом анализе следует иметь в виду, что саблевидным лопастям соответствуют крылья стреловидной формы в плане, а мерой стреловидности является угол χ между перпендикуляром к средней хорде симметричного крыла и входящей кромкой крыла.

Вопросы аэродинамики крыла хорошо изучены и освещены в научно-технической литературе, например в руководствах [8, 9]. При создании летательных аппаратов, как правило, коэффициенты крыльев по подъемной силе $C_y(\alpha) = Y/(0,5\rho V_0^2 S)$ и сопротивлению $C_x(\alpha) = X/(0,5\rho V_0^2 S)$ определяются на основе экспериментов (здесь S – площадь крыла в плане, а α – угол атаки). При этом учитывается множество параметров: профиль крыла (его сечение, относительные значения толщины и кривизны), удлинение, форма крыла в плане, включая сужение и степень стреловидности, закрутка и число Рейнольдса.

Следует отметить, что большинство теоретических исследований (в отличие от экспериментальных) ограничивается рабочей зоной «допустимых» углов атаки – малыми углами $0 < \alpha \leq \alpha_l$, где α_l – угол атаки, соответствующий концу прямолинейного участка $C_y(\alpha) = C_y^\alpha \cdot \alpha$, в пределах которого крыло обтекает безотрывно. Однако в диапазоне $\alpha_l < \alpha < \alpha_{кр}$ коэффициент $C_y(\alpha)$ изменяется нелинейно – зона углов «тряски», величина $C_y(\alpha)$, возрастая, начинает снижаться относительно указанной линейной зависимости из-за возникновения и развития отрывного обтекания крыла, достигая своего максимума $C_{y_{max}}$ (или кризиса) при угле атаки $\alpha = \alpha_{кр}$. Для характеристики степени нелинейности $C_y(\alpha)$ может быть предложен параметр $0 < N = 1 - C_{y_{max}}/(C_y^\alpha \cdot \alpha_{кр}) < 1$. Сопротивление крыла определяется коэффициентом C_x , но часто для этого удобнее использовать коэффициенты качества $K(\alpha) = C_y/C_x$ или обратного качества $\varepsilon(\alpha) = 1/K = C_x/C_y$.

При $\alpha > \alpha_{кр}$ начинается закритическая зона: глобальное отрывное обтекания крыла, коэффициент $C_y(\alpha) < C_{y_{max}}$ и резко снижается. При $\alpha \rightarrow 90^\circ$ он стремится к 0, а коэффициент сопротивления $C_x(\alpha)$, медленно возрастающий в пределах рабочего участка и несколько быстрее в зоне «тряски», очень сильно увеличивается в закритической области, стремясь

при $\alpha \rightarrow 90^\circ$ к коэффициенту сопротивления пластины, поставленной поперек потока $C_x(90^\circ) \approx 1-1,2$.

Функции $C_y(\alpha)$ (ее основные параметры: C_y^α , $\alpha_{кр}$, $C_{y\max}$, $\alpha_{кр}$), как и $C_x(\alpha)$, зависят от удлинения крыла λ и от угла его стреловидности χ .

Для выполнения расчетных оценок удлинение крыла λ было выбрано исходя из того, что для одной лопасти ГВ – асимметричного крыла – длина $l_{л} = R(1 - r_h) \approx 0,8R$, где r_h – радиус ступицы, а ее площадь в плане $S_{л} = A_E/z$. Рассматривая ступицу и соседние лопасти ГВ как стенку, для симметричного крыла, примерно сопоставимого с лопастью, эти данные можно удвоить: $l = 2l_{л} \approx 1,6R$ и $S = 2S_{л} = 2A_E/z$. Тогда соответствующее лопасти удлинение крыла составит $\lambda = l^2/S = 0,4Z/(A_E/A_0)$. Для движителей транспортных судов ($z \approx 4$ и $A_E/A_0 \approx 0,8$) $\lambda \approx 2$, в то время как для многолопастных малозумных ГВ кораблей ($z = 7$ и $A_E/A_0 \approx 0,7$) оно возрастает до $\lambda \approx 4$.

В целях анализа аэродинамики крыльев, охватывающего широкий диапазон углов атаки, включая нелинейную область, приходится использовать

результаты обдувки крыльевых профилей ($\lambda = \infty$), например профиля NACA 23112. Это слабо искривленный профиль ($\alpha_0 \approx -1^\circ$) толщиной 12 % хорды. С качественной стороны подобные обдувки для различных профилей, включая тонкие, идентичны. По эмпирическим формулам аэродинамики эти данные затем пересчитывались на прямоугольные крылья удлинением $\lambda = 4$ и 2, а также на стреловидные крылья того же удлинения с $\chi = 30^\circ$.

На рис. 3 и в таблице представлены аэродинамические характеристики профиля и результаты их пересчета в зависимости от полного угла атаки α (для $\alpha > \alpha_{кр}$ и $\lambda \neq \infty$ кривые C_y и C_x не показаны). Углы атаки в результатах представляются для наглядности в градусах (в расчетах – в радианах).

Как видно, уменьшение удлинения крыла приводит к снижению C_y^α и $C_{y\max}$, а также к росту $\alpha_{кр}$, $\varepsilon(\alpha)$ и параметра нелинейности N . По сравнению с прямоугольным крылом, стреловидность в целом незначительно влияет на многие динамические характеристики, но заметно снижает подъемную силу на линейном участке и повышает нелинейность кривой $C_y(\alpha)$.

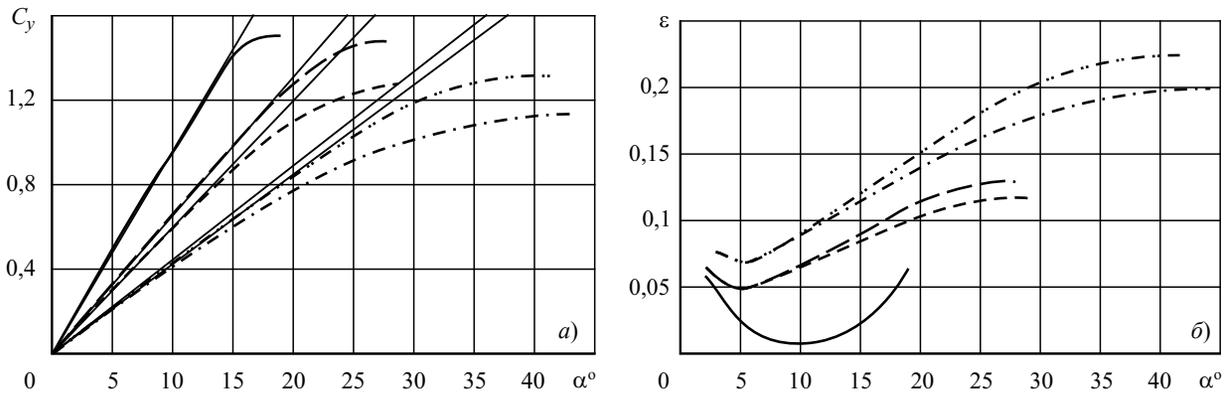


Рис. 3. Характеристики крыльев с профилем NACA 23112 в широком диапазоне углов атаки: коэффициенты подъемной силы $C_y(\alpha)$ (а) и обратного качества $\varepsilon(\alpha)$ (б)

Fig. 3. NACA 23112 foil parameters for a wide range of attack angles: lift ratios $C_y(\alpha)$ (a) and drag-lift ratios $\varepsilon(\alpha)$ (b)

Характеристики крыльев с профилем NACA 23112

Parameters of NACA 23112 foil

λ	χ°	Обозначение*	C_y^α	$\alpha_{л}^\circ$	$C_y(\alpha_{л})$	ε_{\min}	$\alpha_{кр}^\circ$	$C_{y\max}$	$\varepsilon(\alpha_{кр})$	N
∞	0	—————	5,49	12,6	1,21	0,008	18	1,515	0,051	0,12
4	0	-----	3,74	17,5	1,14	0,049	27,7	1,47	0,131	0,19
4	30	-----	3,43	13,3	0,80	0,051	29,4	1,28	0,118	0,27
2	0	-·-·-·-·-·-·-·	2,55	17,5	0,78	0,068	41,8	1,32	0,225	0,29
2	30	-·-·-·-·-·-·-·	2,43	9,6	0,41	0,071	44,3	1,14	0,200	0,39

* Тонкие прямые линии на рис. 3а отвечают $C_y^\alpha = \text{const}$.

Следует заметить, что во всех случаях при $\alpha = \alpha_{кр}$ производная $dC_y/d\alpha = 0$, а при $\alpha = \alpha_{л}$ она равна $C_y^\alpha > 0$. Поскольку при уменьшении удлинения крыла до $\lambda \approx 2$ растет протяженность нелинейной зоны $\alpha_{кр} - \alpha_{л}$, в пределах большей части начального участка этой зоны производная $dC_y/d\alpha$ оказывается незначительно меньше, чем C_y^α , чего нельзя сказать о крыльях с $\lambda \approx 4$.

С помощью расчетно-экспериментальных методов можно определить $C_y(\alpha)$ и $C_x(\alpha)$ для любого крыла.

Гидродинамические характеристики лопастей ГВ качественно должны изменяться аналогичным образом¹. Применительно к ним из этих кратких оценок аэродинамики крыльев следует, что:

- увеличение числа лопастей z (при $A_E/A_0 = \text{const}$) малозумных ГВ боевых кораблей приводит к росту удлинения их лопастей до $\lambda \approx 4$, в результате чего, по сравнению с характеристиками ГВ транспортных судов, возрастают производная подъемной силы C_y^α и ее максимум $C_{y\text{max}}$, но уменьшается критический угол атаки $\alpha_{кр}$ и параметр N ;
- саблевидность лопасти в основном лишь усиливает нелинейность $C_y(\alpha)$.

Влияние нелинейности характеристик лопастей на кривые действия гребного винта

Non-linearity of blade parameters vs propeller performance curves

Для элемента лопасти на радиусе r , имеющей шаг $H_r(r)$ и обтекаемой набегающим потоком со скоростью V_r , как известно, полный угол атаки равен

$$\alpha = \gamma + \alpha_0 - \beta_i, \quad (6)$$

где $\gamma(r) = \tan^{-1} \left[\frac{H_r}{D} / (\pi r) \right]$ – шаговый угол сечения

(элемента) лопасти; $\alpha_0(r)$ – угол нулевой подъемной силы профиля сечения лопасти; $\beta_i(r, J) = \beta + \Delta\beta_i$ – индуктивный угол атаки этого сечения при относительной поступи ГВ J . Здесь $\beta = \tan^{-1}(V_r/2\pi r)$ – угол поступи элемента, а надбавка $\Delta\beta_i$ зависит от скоростей, индуцированных работой ГВ.

Из выражения (6) видно, что углы атаки в прилегающем к ступице районе (малые r) оказываются

наибольшими. Расчеты показывают, что при изменении поступи J винта в «свободной воде» углы атаки элементов лопасти для каждого радиуса r изменяются практически линейно, примерно равняясь нулю при поступи нулевого упора и достигая максимальной величины на швартовах². Так, согласно данным [6], у винта серии М4-85 с шаговым отношением $H/D = 1$ на швартовах они могут достигать $\alpha \approx 20^\circ$ и более (рис. 4а). Из прямолинейности рассматриваемых зависимостей следует, что при любой поступи J остается неизменным отношение α/α_w , где α_w – угол атаки элементов лопасти на характерном радиусе $r_w \approx 0,7$. Это позволяет построить показанную на рис. 4б обобщающую зависимость α/α_w от радиуса r . Можно полагать, что этот график в достаточной мере универсален и применим к ГВ с иной геометрией, в частности с другим шаговым отношением H/D , причем с ростом шага увеличивается как α_w , так и α .

Если бы попутный поток корпуса был равномерно распределен по диску ГВ, то при работе движителя на всех радиусах r скорости набегающего потока были бы одинаковы $V_r(r) = V = (1 - W_T)V_0 = \text{const}$. В этом случае радиальное распределение углов атаки элементов лопасти осталось бы таким же, как у изолированного винта.

Но, как отмечалось, средние по окружности скорости набегающего потока корпуса V_r распределены неравномерно – как правило, они возрастают с увеличением радиуса r . Например, для модели 2, результаты испытаний которой показаны на рис. 2, согласно эксперименту, номинальная скорость набегающего потока составляет $V_r = 0,37$ для $r = r_h \approx 0,2$, возрастает до 0,67 при $r_w = 0,7$, а для кромки диска винта ($r = 1$) составляет уже 0,8. В результате – средняя по ДГВ скорость V реализуется в самоходных испытаниях модели лишь при r_w : $V_r < V$ при $r < r_w$, а при $r > r_w$, наоборот – $V_r > V$. Поэтому на характерном радиусе r_w угол атаки элемента лопасти α_w остается примерно таким же, как у винта в «свободной воде», но при $r < r_w$, в том числе у корня лопасти, углы атаки α возрастают, в то время как на периферии диска ГВ при $r > r_w$ они убывают.

Это изменение соотношения α/α_w отражено на рис. 4б применительно к слабым и умеренным нагрузкам движителя (номинальный попутный поток) упомянутой модели 2 и, качественно, для более тяже-

¹ Правда, маловероятно, что закритическое обтекание элементов лопастей может встретиться при работе ГВ на передний ход, но оно обязательно реализуется при его реверсе.

² Такой порядок изменения углов атаки от радиуса r меняется на противоположный в районе нулевого упора ГВ. Но этим можно пренебречь из-за малости α .

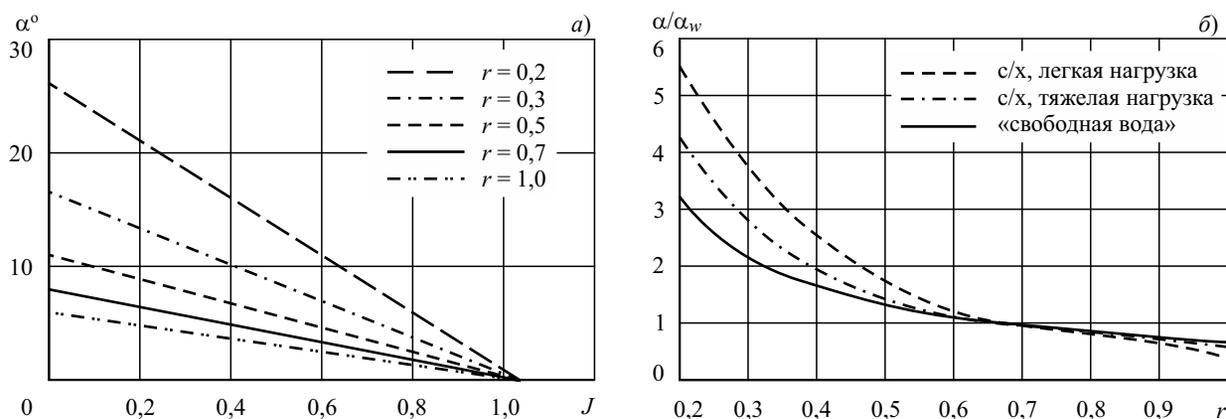


Рис. 4. Углы атаки элементов лопасти винта: а) зависимости $\alpha(J, r)$ по данным поверочного расчета винта [6]; б) относительные углы атаки α/α_w для гребного винта в «свободной воде» и, качественно, для гребного винта, работающего в попутном потоке корпуса

Fig. 4. Attack angles of propeller blade elements: а) $\alpha(J, r)$ functions as per the results of verification propeller calculation [6]; б) relative attack angles α/α_w for the propeller in open water and, qualitatively, for the propeller in hull wake

лых нагрузок винта. Как видно, за корпусом, в области слабых и умеренных нагрузок, когда угол α_w невелик (примерно $\alpha_w < 4-5^\circ$) и реализуется в основном за счет кривизны профилей элементов лопасти, такое повышение α/α_w , по-видимому, не ведет к превышению рабочих углов атаки α_L вблизи ступицы. Однако в области повышенных нагрузок ГВ, когда α_w превышает указанный выше ориентировочный предел, углы атаки профилей, прилегающих к ступице, могут оказаться в нелинейной зоне «тряски». В этом случае лопасти винта обтекаются с частичным отрывом потока: упор прикорневых элементов снижается, несколько снижая их вклад в упор винта в целом.

Таким образом, именно нелинейность коэффициента $C_y(\alpha)$ при превышении углов атаки α_L элементов, прилегающих к ступице, является основной причиной своеобразного характера кривых на рис. 1а и 2а. Большое удлинение лопастей многолопастных малощумных ГВ способствует более раннему возникновению этого явления, а саблевидность лопасти лишь усиливает процесс.

В отличие от винтов боевых кораблей, оборудованных многолопастными малощумными ГВ с удлинением лопастей порядка $\lambda \approx 4$, для ГВ транспортных судов, лопасти которых имеют меньшее удлинение $\lambda \approx 2$, указанные отрывные явления менее характерны. Несмотря на рост параметра неоднородности N для элементов лопастей этих ГВ, из-за особенностей характера нелинейности крыльев с $\lambda \approx 2$ (см. п.2) углы атаки, при которых начинает значительно проявляться влияние нелинейности $C_y(\alpha)$, оказываются примерно в 1,5 раза больше, чем у ГВ боевых кораб-

лей. В связи с этим ГВ транспортных судов располагают более широким диапазоном практически линейных характеристик, т.е. имеют больший запас для изменения α относительно проектных углов атаки. Поэтому проявления отрывных явлений у движителей транспортных судов встречаются гораздо реже.

Однако, нужно обратить внимание на то, что у четырехлопастных ГВ ледоколов (удлинение их лопастей $\lambda \approx 2$), не являющихся многолопастными и малощумными, вблизи швартовного режима работы кривые упора винта в «свободной воде» и за корпусом, как правило, также пересекаются [10], для них тоже $K_{ТВ}(0) < K_T(0)$. В [1] рекомендуется на судах этого класса применять ГВ с профилями сечений лопастей серии ИК-82. По сравнению, например, с серией ИК-75, широко используемой для ГВ транспортных судов, эти профили имеют значительно увеличенную толщину для обеспечения прочности лопастей в ледовых условиях и повышенные характеристики при работе ГВ на задний ход для улучшения маневренности ледоколов при преодолении ледяных полей. Хотя, по-видимому, продувки профилей ИК-82 до углов атаки $\alpha > \alpha_L$ (и тем более до $\alpha_{кр}$ и далее) не производилось, можно предполагать, что указанные особенности профилировки обуславливают усиление нелинейности восходящей ветви кривой $C_y(\alpha)$ и, возможно, даже снижают ее максимум C_{ymax} . При большой нагрузке ГВ такие обстоятельства могут привести к рассматриваемому эффекту.

Для приближенного математического описания явления частично-отрывного обтекания лопастей ГВ рассмотрим два варианта зависимости $C_y(\alpha)$, схема-

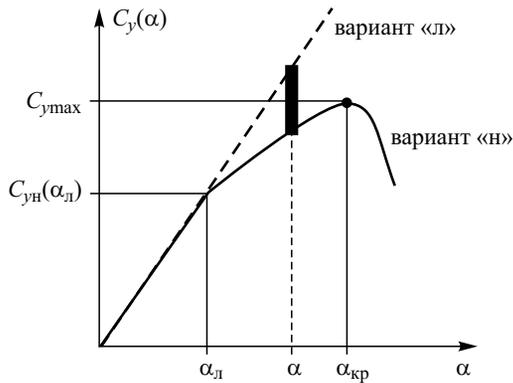


Рис. 5. Варианты «н» и «л» схематизации $C_y(\alpha)$
Fig. 5. Variants *n* and *l* of $C_y(\alpha)$ representation

точно показанных на рис. 5 и обозначенных индексами «н» и «л». Вариант «н» в целом нелинейный, соответствует описанному в п. 2 действительному характеру $C_y(\alpha)$ и реальным условиям работы ГВ на различных режимах. Применительно к конкретным условиям производные C_y^α , параметры $\alpha_{л}$, $C_{y_{max}}$ и $\alpha_{кр}$ могут быть разнообразными. В отличие от варианта «н», вариант «л» предполагает линейность зависимости $C_{y_{л}}(\alpha) = C_y^\alpha \alpha$ при любых углах атаки, т.е. и при $\alpha > \alpha_{л}$. Такой вариант, как правило, применяется при проектировании ГВ.

Проанализируем работу ГВ в «свободной воде» и за корпусом, считая, что в результатах самоходных испытаний уже учтены поправки на попутный поток (истинный, не расчетный), и поэтому поступь J характеризует нагрузку ГВ и при его работе за корпусом. Рассмотрим два случая: ГВ, спроектированный по схеме «л», и его работу по схеме «н». Соответственно, их коэффициенты упора и момента снабжаются индексами «л» и «н».

В обоих случаях считаются идентичными нагрузки ГВ, параметры геометрии и обтекания их лопастей на всех радиусах, углы атаки их элементов α , в том числе характерный угол α_w . Будем считать, что скорости обтекания элементов лопасти на каждом радиусе составляют $V_R(r) \approx \sqrt{(V_r(r))^2 + (2\pi nr)^2}$; а за счет вызванных скоростей меняется лишь их направление, согласно β_i по (6).

Коэффициент упора в случае «л» имеет привычный вид

$$K_{Tл}(J) = \int_{r_h}^1 \frac{z}{8} C_{yл}(\alpha) \cdot V_R^2 b \cos \beta_i (1 - \varepsilon_{л} \tan \beta_i) dr, \quad (7)$$

где $b(r)$ и $\varepsilon_{л}(r) = C_{xл}/C_{yл}$ – ширина и обратное качество элемента лопасти соответственно.

В случае «н», в зависимости от относительной поступи J и радиальной координаты r элемента лопасти, на участке от конца лопасти до $r = r_{л}$ углы атаки по-прежнему остаются в линейной области $\alpha < \alpha_{л}$. Соответственно, сохранилась часть упора, создаваемая этими областями лопасти. Но углы атаки прикорневых элементов на радиусах $r < r_{л}$ оказались лежащими уже в нелинейной области кривой $C_{yн}(\alpha)$: один из них показан на рис. 5 пунктиром. Коэффициент упора $K_{Tн}$ в этом случае будет равен

$$K_{Tн}(J) = \int_{r_h}^1 \frac{z}{8} C_y^\alpha \alpha \cdot V_R^2 b \cos \beta_i (1 - \varepsilon_{л} \tan \beta_i) dr + \int_{r_h}^{r_{л}} \frac{z}{8} C_{yн}(\alpha) \cdot V_R^2 b \cos \beta_i (1 - \varepsilon_{н} \tan \beta_i) dr. \quad (8)$$

Разность коэффициентов $K_{Tл}$ и $K_{Tн}$ составит

$$\Delta K_T(J) = K_{Tл} - K_{Tн} = \int_{r_h}^{r_{л}} U(r) G_T(r) dr, \quad (9)$$

где для $r_{л} > r > r_h$ обозначено: $U(r) = \frac{z}{8} V_R^2 b \cos \beta_i$ – члены в $K_{Tл}$ и $K_{Tн}$, не зависящие от угла атаки α ; $G_T(r) = C_{yл}(\alpha)(1 - \varepsilon_{л} \tan \beta_i) - C_{yн}(\alpha)(1 - \varepsilon_{н} \tan \beta_i)$ – члены, зависящие от угла атаки α .

Как следует из рис. 5 (жирная линия), в пределах зоны «тряски» $\alpha_{кр} > \alpha > \alpha_{л}$ разность коэффициентов подъемной силы $C_{yл}(\alpha) - C_{yн}(\alpha) > 0$. С другой стороны, в $G_T(r)$ разности множителей, учитывающих вязкие потери, практически нет, т.к. $\varepsilon_{н} - \varepsilon_{л}$ является малой величиной второго порядка. Следовательно, $G_T(r) > 0$, и разность коэффициентов упоров тоже положительна $\Delta K_T(J) > 0$. Таким образом, как и ожидалось, коэффициент упора всего ГВ в случае «н» за счет уменьшения вклада в его величину части упора от элементов лопастей при $r < r_h$ оказывается меньше, чем в безотрывном случае «л».

Занижение коэффициентов упора из-за частично-отрывного обтекания лопастей может иметь место как для винта в «свободной воде», так и при его работе в набегающем потоке корпуса. Но при этом границы $r_{л}$ оказываются разными: $r_{л\text{с.в.}} < r_{л\text{с/х}}$. Поэтому для изолированного винта будет меньше и разность ΔK_T , которой в «свободной воде» может даже и совсем не быть.

Нелинейность зависимости $C_y(\alpha)$ в зоне «тряски» сказывается и на коэффициенте момента ГВ, но с некоторыми отличиями влияния прикорневых элементов лопастей на упор. Формула для разности коэффициентов момента ГВ при его полностью безотрывном обтекании ($K_{Qл}$) и при частично-отрывном ($K_{Qн}$) в области $r_h < r < r_{л}$ с учетом введенных обозначений имеет вид

$$\Delta K_Q(J) = K_{Qл} - K_{Qн} = \frac{1}{2} \int_{r_h}^{r_n} U(r) G_Q(r) dr, \quad (10)$$

где, в отличие от $G_T(r)$,

$$G_Q(r) = C_{yл}(\alpha) r \tan \beta_i (1 + \varepsilon_л / \tan \beta_i) - C_{yн}(\alpha) r \tan \beta_i (1 + \varepsilon_н / \tan \beta_i). \quad (11)$$

Поскольку в $U(r)$ уже вошел $\cos \beta_i$, G_Q содержит $\tan \beta_i$, стоящий следом за r . Как и ранее, $C_{yл}(\alpha) > C_{yн}(\alpha)$, и роль вязких потерь невелика. Множители r в $G_Q(r)$, как известно, определяют плечо, на котором действуют силы элемента лопасти, создавая момент. Поэтому прикорневые элементы из-за меньшего их радиуса ($r < r_n$) вносят меньший вклад в момент винта в целом, чем элементы внешней части лопастей ($r > r_n$). Именно поэтому на рис. 2а пересечение кривых $K_Q(J)$ и $K_{QB}(J_V)$ происходит при поступи $J_Q < J_T$.

Выполним приближенную количественную оценку влияния частично-отрывного обтекания лопастей ГВ модели 2, где отрывные явления их обтекания проявляются наиболее заметно. Предварительно отметим, что кривые действия ее ГВ за корпусом $K_{ТВн}(J_V)$ и $K_{QBн}(J_V)$, полученные экспериментально, из-за отрывного обтекания в рамках принятой выше терминологии, относятся к случаю «н» (что и отмечено введением в $K_{ТВ}$ и K_{QB} дополнительного индекса). Для общности будем предполагать, что корневые части лопастей обтекаются в частично-отрывном режиме и у ГВ в «свободной воде». Это позволяет предполагать заметная кривизна экспериментальной кривой $K_T(J)$ на рис. 2а. Таким образом, эти данные также относятся к случаю «н»: $K_T(J) = K_{Тн}(J)$ и $K_Q(J) = K_{Qн}(J)$.

При безотрывном обтекании кривая коэффициента упора $K_{Тн}(J)$ «распрямилась» бы и приняла вид $K_{Тн}(J) \geq K_{Тн}(J)$. Поправка на влияние частично-отрывного обтекания составила бы $\Delta K_T(J) = K_{Тн}(J) - K_{Тн}(J)$. Можно считать, что при рабочей поступи $J_л$, соответствующей проектным условиям, отрывов потока на лопастях ГВ нигде нет. Примем ее как точку начала отрыва потока, где угол атаки α_h элементов лопасти, непосредственно смыкающихся к ступице (при $r = r_h$), впервые сравнился с $\alpha_л$. Очевидно, что при $J > J_л$ поправка $\Delta K_T(J) = 0$. Предположим, что в области повышенных и тяжелых нагрузок, на участке $0 < J < J_л$, искомая «безотрывная» кривая $K_{Тн}(J)$ совпадает с прямой, касательной к экспериментальной кривой $K_{Тн}(J)$ в точке $J_л$, а далее, в области слабых нагрузок ГВ, она следует опытным данным.

Аналогично, путем проведения касательной к $K_{Qн}(J)$ в точке $J = J_л$, кривая коэффициента момента может быть «исправлена» на $K_{Qл}(J)$, и может быть определена поправка $\Delta K_Q(J) = K_{Qл}(J) - K_{Qн}(J)$; очевидно, что $\Delta K_Q(J) = 0$ при $J > J_л$.

Поскольку выпуклость кривых $K_{Тн}(J)$ и $K_{Qн}(J)$ направлена вверх, полученные значения $K_{Тл}(0)$ и $K_{Qл}(0)$ на швартовах превосходят $K_{Тн}(0)$ и $K_{Qн}(0)$. Если же в «свободной воде» отсутствует частично-отрывное обтекание лопастей ГВ, то его опытные кривые действия, в том числе и значения $K_T(0)$ и $K_Q(0)$, не требуют каких-либо корректировок; тогда во всех случаях поправки $\Delta K_T = \Delta K_Q = 0$.

«Безотрывные» кривые действия ГВ при его работе за корпусом корабля тоже будем аппроксимировать прямыми на участке кажущихся поступей от швартовых до точки, принятой за начало отрывного обтекания корневых элементов лопастей $J_{Vл}$, а далее $K_{ТВл}(J_V)$ и $K_{QBл}(J_V)$ совпадают с опытными данными. Приближенно считается, что на швартовых «безотрывные» коэффициенты ГВ в «свободной воде» и при самоходных испытаниях совпадают: $K_{Тл}(0) = K_{ТВл}(0)$ и $K_{Qл}(0) = K_{QBл}(0)$, поскольку в обоих случаях набегающий на ГВ поток практически однороден ($V_r \approx V = \text{const}$, хотя $-\infty < W_T < +\infty$). Значения кажущейся поступи винта $J_{Vл}$ можно пересчитать через коэффициент попутного потока $J_{Vл} \approx J_n / (1 - W_T)$, где W_T следует принять по опытным данным в области слабых нагрузок ГВ; это завышенная оценка $J_{Vл}$, т.к. она не учитывает возрастания углов атаки прикорневых частей лопасти из-за неоднородности потока (рис. 4б). По «безотрывным» кривым находятся поправки $\Delta K_{ТВ}(J_V) = K_{ТВл}(J_V) - K_{ТВн}(J_V)$, а также $\Delta K_{QB}(J_V) = K_{QBл}(J_V) - K_{QBн}(J_V)$, учитывающие влияние частично-отрывного обтекания лопастей винта. Естественно, они равны нулю при $J_V > J_{Vл}$.

Обозначим относительные значения поправок для винта в «свободной воде» как $\Delta \bar{K}_T(J) = \Delta K_T / K_{Тн}$ и $\Delta \bar{K}_Q(J) = \Delta K_Q / K_{Qн}$ и при его работе в попутном потоке за корпусом как $\Delta \bar{K}_{ТВ}(J_V) = \Delta K_{ТВ} / K_{ТВн}$ и $\Delta \bar{K}_{QB}(J_V) = \Delta K_{QB} / K_{QBн}$. Тогда для коэффициентов упоров и моментов при «безотрывном» обтекании получаем:

- в «свободной воде»

$$K_{Тл}(J) = K_{Тн}(1 + \Delta \bar{K}_T) \text{ и } K_{Qл}(J) = K_{Qн}(1 + \Delta \bar{K}_Q); \quad (12)$$

- при работе за корпусом

$$K_{ТВл}(J) = K_{ТВн}(1 + \Delta \bar{K}_{ТВ}) \text{ и } K_{QBл}(J) = K_{QBн}(1 + \Delta \bar{K}_{QB}); \quad (13)$$

Для выполнения численных оценок были приняты следующие значения упомянутых параметров: $K_{Тл}(0) = K_{ТВл}(0) = 0,95$; $10K_{Qл}(0) = 10K_{QBл}(0) = 1,225$;

$J_{\text{л}} = 1,10$; $W_T = 0,32$; $J_{V\text{л}} = 1,62$. Следует отметить, что значение $J_{V\text{л}}$ несколько превышает диапазон экспериментально обследованных кажущихся поступей $J_V \leq 1,58$.

Коэффициенты взаимодействия, определяемые на базе гипотезы эквивалентности при равенстве коэффициентов упоров (в случае «безотрывного» обтекания – при $K_{TB\text{л}}(J_V) = K_{T\text{л}}(J)$) тоже изменились бы. Новое равенство упоров привело бы к уменьшению поступи ГВ в «свободной воде», эквивалентной работе ГВ за корпусом, до

$$J^* = J - |\Delta J|, \quad (14)$$

где поправка

$$\Delta J(J) = K_{T\text{л}}(J) [\Delta \bar{K}_{TB}(J_V) - \Delta \bar{K}_T(J)] / \frac{dK_{T\text{л}}}{dJ} < 0,$$

т.к. производная $\frac{dK_{T\text{л}}}{dJ} < 0$, а $\Delta \bar{K}_{TB}(J_V) > \Delta \bar{K}_T$. В результате, в отличие от данных рис. 2б, коэффициент попутного потока возрос бы и составил

$$W_{T\text{л}}(J_V) = 1 - \frac{J^*}{J_V} = W_T(J_V) + \frac{|\Delta J|}{J_V}. \quad (15)$$

С учетом уменьшенного значения поступи J^* , при равенстве $K_{TB\text{л}}(J_V) = K_{T\text{л}}(J)$ коэффициент момента изолированного винта дополнительно возрос бы до

$$K_{Q\text{л}}(J^*) = K_{Q\text{л}}(J) + \Delta J \frac{dK_{Q\text{л}}}{dJ}. \quad (16)$$

Теперь коэффициент влияния неоднородности составил бы

$$i_{Q\text{л}}(J_V) = \frac{K_{Q\text{Вл}}(J_V)}{K_{Q\text{л}}(J^*)} = \frac{K_{Q\text{Вл}}(1 + \Delta \bar{K}_{QB})}{K_{Q\text{л}}(1 + \Delta \bar{K}_Q) + \Delta J \frac{dK_{Q\text{л}}}{dJ}} \approx$$

$$\approx \frac{i_{Q\text{н}}}{1 - (\Delta \bar{K}_{QB} - \Delta \bar{K}_Q) + \Delta J \frac{1 - \Delta \bar{K}_{QB}}{K_{Q\text{н}}} \cdot \frac{dK_{Q\text{л}}}{dJ}} < i_{Q\text{н}}. \quad (17)$$

Приближенное значение $i_{Q\text{л}}$ в (17) получено после простых преобразований. Коэффициент влияния неоднородности потока $i_{Q\text{л}} < i_{Q\text{н}}$, т.к. знаменатель в (17) превосходит 1 (в нем отрицательный член $-(\Delta \bar{K}_{QB} - \Delta \bar{K}_Q)$ мал по величине).

Следует заметить, что в формулах (15)–(17) основную роль играют не сами относительные поправки по упорам винта при работе за корпусом и в «свободной воде», а их разность $(\Delta \bar{K}_{TB}(J_V) - \Delta \bar{K}_T(J)) > 0$, входящая через ΔJ . Поскольку принято, что на швартовах «безотрывные»

значения коэффициентов упора идентичны $K_{T\text{л}}(0) = K_{TB\text{л}}(0)$, величина этой разности слабо зависит от неточности построения касательной к $K_{T\text{л}}(J)$. На швартовах она примерно равна $\Delta \bar{K}_{TB}(0) - \Delta \bar{K}_T(0) = 0,12$, в то время как полученное по экспериментальным данным различие $K_{T\text{л}}(0)$ и $K_{TB\text{л}}(0)$, отнесенное к их среднему значению, составляет $2 \frac{K_{T\text{л}}(0) - K_{TB\text{л}}(0)}{K_{T\text{л}}(0) + K_{TB\text{л}}(0)} = 0,08$, т.е. 60–70 % рассматриваемой разности. Далее эта разность лишь линейно падает вплоть до нулевых значений при $J_{\text{л}}$ или $J_{V\text{л}}$.

Результаты расчетов, выполненных по (15) и (17), представлены на рис. 2б пунктирными кривыми. Относительно опытных данных коэффициент попутного потока при «безотрывном» обтекании $W_{T\text{л}}$ резко бы возрос до 0,25 при малых поступях и до 0,4 при больших; этот коэффициент всюду, естественно, стал бы положительным.

Приращение коэффициента влияния неоднородности в случае «безотрывного» обтекания $\Delta i_{Q\text{л}}(J_V) = i_{Q\text{л}} - 1 < 0$ заметно уменьшилось бы по сравнению с исходными положительными значениями $\Delta i_{Q\text{н}}$. В среднем $\Delta i_{Q\text{л}}$ приняло бы значение порядка $-0,025$, что более соответствует характеру радиальной неоднородности номинального потока.

При всей приближенности изложенных расчетно-теоретических оценок они убедительно подтверждают, что отмеченные ранее особенности результатов самоходных испытаний моделей, оборудованных многолопастными малошумными ГВ, не случайны, а обусловлены нелинейностью коэффициента подъемной силы $C_Y(\alpha)$ прикорневых элементов лопастей, обтекаемых в диапазоне повышенных нагрузок частично-отрывным потоком.

Влияние нелинейности $C_Y(\alpha)$ на характеристики изолированных винтов

Non-linearity $C_Y(\alpha)$ vs isolated propeller parameters

Следует сделать два замечания о проявлении нелинейности обтекания профилей сечений лопастей применительно к характеристикам изолированных ГВ. Они основаны на экспериментальных данных.

Учитывая отмечающуюся выше практически прямолинейную связь местных углов атаки α на разных радиусах r с поступью J винта в «свободной воде», зависимости $K_T(J)$ можно рассматривать как некую интегральную, обобщенную кривую коэффициентов подъемной силы элементов лопастей

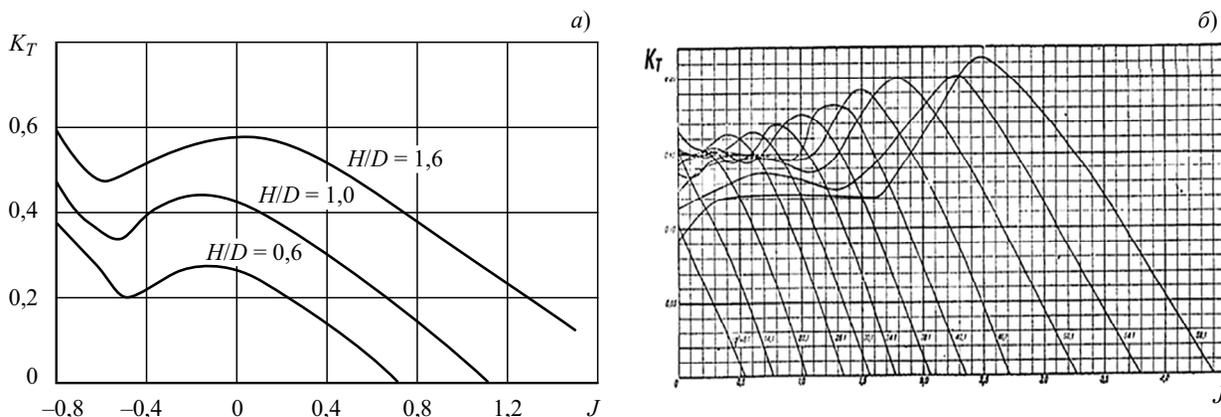


Рис. 6. Влияние кризиса коэффициента подъемной силы $C_y(\alpha)$ на кривые коэффициента упора $K_T(J)$ изолированных гребных винтов: а) некоторые данные квазиреверсивных испытаний винтов; б) коэффициенты упора серии четырехлопастных винтов DVL-6

Fig. 6. Effect of lifting ratio $C_y(\alpha)$ crisis upon torque coefficient curves $K_T(J)$ of isolated propellers: а) certain results of quasi-crash-stop propeller tests; б) thrust coefficients of DVL-6 four-bladed propeller series

(рис. 5, с точностью до направления оси абсцисс). При изменении поступи ГВ в область $J < 0$, как это делается при исследовании реверсивных характеристик винтов, можем дойти до максимума и последующего снижения величины коэффициента упора. На рис. 6а показан участок одной из квазиреверсивных диаграмм [5] серии трехлопастных винтов с дисковым отношением $A_E/A_0 = 0,8$. Можно заметить, особенно при $H/D > 1$, приближение максимума кривых $K_T(J)$ к швартовному режиму; при дальнейшем росте шагового отношения эти максимумы сместятся в область $J > 0$.

Второе замечание касается результатов испытаний авиационных пропеллеров. Их шаговые отношения значительно больше, чем у судовых винтов, а дисковые – гораздо меньше, т.е. они имеют очень большое удлинение лопастей λ . Для примера на рис. 6б приведена диаграмма одной из систематических серий таких пропеллеров [11] (к сожалению, надписи очень мелкие). Здесь параметр φ является аналогом шагового отношения винта:

$$\tan \varphi = \frac{1}{0,75\pi} \frac{H}{D},$$

где шаг H принимается на относительном радиусе $r = 0,75$. Диаграмма свидетельствует, что при увеличении H/D возрастает влияние нелинейности обтекания лопастей на коэффициент упора пропеллеров.

Таким образом, рассмотренные особенности испытаний многолопастных малозумных ГВ не являются чем-то неожиданным или физически неоправданным.

Таким образом, рассмотренные особенности испытаний многолопастных малозумных ГВ не являются чем-то неожиданным или физически неоправданным.

Заключение

Conclusion

1. Описаны особенности экспериментальных кривых действия ГВ в «свободной воде» и за корпусом самоходной модели. Они характеризуются пересечением друг с другом одноименных кривых коэффициентов упора, а также момента, что при повышенных нагрузках приводит к отрицательным значениям расчетного коэффициента попутного потока и к положительным – для приращения коэффициента влияния неоднородности.
2. Поскольку характеристики лопастей таких ГВ по своим параметрам близки к аэродинамическим крыльям, выполнен краткий анализ зависимости коэффициента подъемной силы C_y и сопротивления C_x от углов атаки α для прямоугольных и стреловидных крыльев с удлинениями $\lambda = 4$ и 2 соответственно, характерных для лопастей ГВ кораблей и винтов транспортных судов. Диапазон обследованных углов атаки α охватывал как линейные, так и нелинейные участки изменения коэффициента C_y , вплоть до его кризиса при $\alpha_{кр}$. Установлено, что стреловидность лишь несколько усиливает нелинейность этих характеристик.
3. На основе анализа радиального распределения углов атаки элементов лопастей ГВ, работающих в диапазоне повышенных нагрузок как в «свободной воде», так и в неоднородном поле скоростей за корпусом, показано, что прикорневые части лопасти могут обтекаться при углах атаки,

соответствующих диапазону нелинейного изменения $C_p(\alpha)$, прежде, чем остальные (рабочие) части лопасти.

4. Приближенно оценено влияние нелинейного обтекания прикорневых элементов лопасти на коэффициенты упора и момента винта. С помощью приближенного расчетно-теоретического подхода указанной нелинейностью объяснены особенности хода кривых действия ГВ и коэффициентов его взаимодействия с корпусом корабля.
5. Показано, что нелинейность характеристик ГВ проявляется и в других случаях.

Библиографический список

1. Справочник по теории корабля: В 3-х т. Т. 1. Гидромеханика. Сопротивление движению судов. Судовые движители / [Я.И. Войткунский и др.]. Ленинград: Судостроение, 1985. 764 с.
2. *Миниович И.Я., Перник А.Д., Петровский В.С.* Гидродинамические источники звука. Ленинград: Судостроение, 1972. 478 с.
3. *Левковский Ю.Л.* Шум гребных винтов. Санкт-Петербург: ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, 2005. 182, [1] с.
4. *Мухин А.Б.* Акустическая оптимизация геометрических элементов гребных винтов подводных лодок // Труды ЦНИИ им. А.Н. Крылова. 2009. Вып. 47(331). С. 81–90.
5. *Басин А.М., Миниович И.Я.* Теория и расчет гребных винтов. Судпромгиз, 1963. 760 с.
6. *Котлович В.М.* Анализ влияния неоднородности набегающего потока на величину момента гребного винта // Труды Крыловского государственного научного центра. 2017. Вып. 4(382). С. 29–39.
7. *Каневский Г.И., Клубничкин А.М., Щербаков И.В.* Швартовая система коэффициентов взаимодействия гребных винтов с корпусом // Труды ЦНИИ им. А.Н. Крылова. 2011. Вып. 59(343). С. 77–88.
8. Справочник авиаконструктора: В 3-х т. Т. 1. Аэродинамика самолета. Москва: ЦАГИ им. Жуковского, 1937. 511 с.
9. *Фролов В.А.* Аэродинамические характеристики профиля и крыла: учеб. пособие. Самара: СГАУ, 2007. 47 с.
10. *Каневский Г.И., Клубничкин А.М., Сазонов К.Е.* Прогнозирование характеристик ходкости многовальных судов. Санкт-Петербург: Крыловский государственный научный центр, 2019. 156 с.
11. *Кравец А.С.* Характеристики воздушных винтов. Москва: Оборонгиз, 1941. 264 с.
2. *I. Miniovich, A. Pernik, V. Petrovsky.* Hydrodynamic sources of sound. Leningrad: Sudostroyeniye, 1972. 478 p. (in Russian).
3. *Yu. Levkovsky.* Propeller noise. St. Petersburg: KSRI, 2005. 182 p. (in Russian).
4. *A. Mukhin.* Acoustic optimization of geometric elements for submarine propellers // Transactions of the Krylov State Research Centre. 2009. Issue 47(331). P. 81–90 (in Russian).
5. *A. Basin, I. Miniovich.* Theory and calculation of propellers. Sudpromgiz, 1963. 760 p. (in Russian).
6. *V. Kotlovich.* Analysis of inflow non-uniformity effect upon propeller torque // Transactions of the Krylov State Research Centre. 2017. Issue 4(382). P. 29–39 (in Russian).
7. *G. Kanevsky, A. Klubnichkin, I. Scherbakov.* Bollard-pull system of propeller-hull interaction coefficients // Transactions of KSRI. 2011. Issue 59(343). P. 77–88 (in Russian).
8. Aircraft designer's reference book. In 3 vol. Vol. 1. Aircraft aerodynamics. Moscow: Central Aerohydrodynamic Institute (TsAGI), 1937. 511 p. (in Russian).
9. *V. Frolov.* Aerodynamic parameters of foil and wing. Student's Guide. Samara University, 2007. 47 p. (in Russian).
10. *G. Kanevsky, A. Klubnichkin, K. Sazonov.* Propulsion performance predictions for multi-shafters. St. Petersburg: Krylov State Research Centre, 2019. 156 p. (in Russian).
11. *A. Kravets.* Parameters of aircraft propellers. Moscow: Oborongiz, 1941. 264 p. (in Russian).

Сведения об авторах

Котлович Валерий Михайлович, к.т.н., старший научный сотрудник ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 377-25-17. E-mail: krylov@krylov.spb.ru.

Мухин Андрей Борисович, к.т.н., руководитель проектов ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 415-45-25. E-mail: krylov@krylov.spb.ru.

About the authors

Valery M. Kotlovich, Cand. Sci. (Eng.), Senior Researcher, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 377-25-17. E-mail: krylov@krylov.spb.ru.

Andrey B. Mukhin, Cand. Sci. (Eng.), Project Manager, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 415-45-25. E-mail: krylov@krylov.spb.ru.

References

1. *Ya. Voitskunsky et al.* Ship theory. Reference book. In 3 vol. Vol. 1. Hydromechanics. Ship resistance. Marine propellers. Leningrad: Sudostroyeniye, 1985. 764 p. (in Russian).

Поступила / Received: 28.07.20
Принята в печать / Accepted: 24.08.20
© Котлович В.М., Мухин А.Б., 2020