




ПРОЕКТИРОВАНИЕ И КОНСТРУКЦИЯ СУДОВ

УДК 629.5.024:629.54
EDN: ERLSOU

М.В. Галушина , А.В. Пустошный , А.В. Сверчков 
ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КОРМОВОЙ ОКОНЕЧНОСТИ ОДНОВАЛЬНЫХ СУДОВ С ПРЕДОТРЫВНЫМ И ОТРЫВНЫМ ОБТЕКАНИЕМ

Объект и цель научной работы. Объектом исследования являются морские транспортные суда полных обводов с кормовой оконечностью, обтекаемой в предотрывном или отрывном режиме. Цель – на основании анализа имеющихся экспериментальных материалов сформулировать критерии построения обводов кормовой оконечности судов очень полных обводов с исключением или минимизацией отрыва потока в кормовой оконечности.

Материалы и методы. Проанализированы результаты экспериментальных исследований, проведенных в Крыловском центре при разработке корпусов морских транспортных судов с полными обводами, а также отмечена необходимость развития расчетных методов для проектирования таких обводов.

Основные результаты. Проведен анализ публикаций, посвященных развитию серии полно-коротких судов, исследованных в Крыловском центре в конце XX в., а также анализ тенденций в развитии танкеров и балкеров. Приведены результаты исследований XXI в., посвященных разработке балкеров полных обводов, включая суда, для которых проектные требования вынуждали применять корпуса с экстремально большим коэффициентом полноты. Результаты измерений полей скоростей в диске гребного винта позволили оценить применимость критериев, ранее предложенных в публикациях различных исследований, а также определить величины этих критериев, позволяющих на ранних стадиях проектирования прогнозировать наличие или отсутствие отрыва в кормовой оконечности. Сформулированы научные задачи, которые должны быть решены для минимизации отрывных явлений. Выявлена целесообразность разработки компьютерной технологии и обоснования критериев для успешного проектирования предотрывных и отрывных обводов.

Заключение. Стремление обеспечить максимальную вместимость судна при заданных его размерениях в ряде случаев приводит к необходимости применения обводов, обтекаемых в корме в предотрывном или отрывном режиме. Однако современные требования ИМО по энергоэффективности заставляют минимизировать наличие отрывных явлений. В работе проанализированы критерии и тенденции, позволяющие снизить вероятность появления или размеры отрывных зон судов полных обводов.

Ключевые слова: морские транспортные суда полных обводов, отрыв потока, кормовая оконечность.

Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

SHIP DESIGN AND STRUCTURE

UDC 629.5.024:629.54
EDN: ERLSOU

M.V. Galushina , A.V. Pustoshny , A.V. Sverchkov 
Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

STERN LINES OF SINGLE-SHAFTERS WITH INCIPIENT AND DEVELOPED FLOW SEPARATIONS: DESIGN PECULIARITIES

Для цитирования: Галушина М.В., Пустошный А.В., Сверчков А.В. Особенности проектирования кормовой оконечности одновальных судов с предотрывным и отрывным обтеканием. Труды Крыловского государственного научного центра. 2024; 1(407): 25–43.

For citations: Galushina M.V., Pustoshny A.V., Sverchkov A.V. Stern lines of single-shafters with incipient and developed flow separations: design peculiarities. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2024; 1(407): 25–43 (in Russian).

Object and purpose of research. This paper discusses sea-going carrier ships with ample lines and incipient or developed flow separations in the stern area. The authors analyse available experimental data to formulate design criteria for stern lines of ships with very ample hulls so as to minimize or altogether eliminate flow separations in their stern areas.

Materials and methods. The paper analyses the results of Krylov State Research Centre tests performed in support of hull design for sea-going carrier ships with ample hull lines, pointing out the necessity of improving calculation techniques for this kind of hull lines.

Main results. The study reviews the publications on development of a series of short and ample ships investigated at KSRI towards the end of the last century, as well as discusses the trends in current bulker and tanker design, analyzing the findings of the last decades in terms of hull design for ample bulkers, including those where design specifications required extremely high block coefficient.

The results of wake surveys in the propeller plane made it possible to estimate the applicability of the criteria previously suggested in various publications, as well as to quantify these criteria so as to enable the prediction of stern flow separations at early design stages. The authors also managed to formulate design challenges to be solved in order to mitigate flow separations, highlighting the necessity of a computer-based model and justified criteria that would enable optimal design of hull lines to incipient and developed flow separation scenarios.

Conclusion. In a number of cases, the race for maximum cargo capacity of a ship with pre-determined dimensions makes it necessary to put up with incipient or developed flow separation in the stern. However, current IMO requirements to power efficiency make designers minimize flow separations as much as possible. Therefore, this paper analyses criteria and trends that would make flow separations on ample hulls less likely or less extensive.

Keywords: sea-going cargo carriers with ample lines, flow separation, stern.

The authors declare no conflicts of interest.

Введение

Introduction

В развитии некоторых типов морских транспортных судов (прежде всего балкеров и танкеров) в последние три десятилетия характерна тенденция максимального увеличения грузоместимости при некотором, в ряде случаев даже существенном, снижении требований к гидродинамике корпуса и, в частности, к сопротивлению воды движению судна. В связи с этим в свое время в ИТТС бытовала шутка, что идеальной формой корпуса с точки зрения судовладельца является плавающий чемодан.

Для судов типа «река – море» экстремальными представителями данного направления являются проекты Г.В. Егорова (ЗАО «Морское инженерное бюро») [1–3]. Например, в [1] рассмотрены результаты модельных испытаний танкера с коэффициентом общей полноты $C_B = 0,93$, $L/B = 8,47$, $B/T = 4,6$, $X_c = 1\%$ в нос от мидель-шпангоута. Величины коэффициента остаточного сопротивления C_R для такого судна, приведенные в табл. 1, демонстрируют быстрый рост остаточного сопротивления с увеличением скорости даже в пределах доволновых

режимов, в качестве которых в работе специфицируется $Fn \leq 0,14$ (режим $Fn = 0,14$ близок к режиму проектной скорости хода). Рост остаточного сопротивления при больших Fn объясняется в статье ростом волнового сопротивления; т.н. коэффициент сопротивления формы равен $C_{R|Fn=0,1} = 0,7 \cdot 10^{-3}$.

Приведенный в [1] анализ относится к двухвальным судам типа «река – море» с существенными ограничениями по осадке, что заставляет конструкторов использовать двухвальную схему с полутуннелями над гребными винтами. Для корпусов с коэффициентом общей полноты C_B , близким или даже превышающим 0,9, во избежание проблем, связанных с отрывным обтеканием кормовой оконечности с развитыми выкружками гребных валов, весьма полезным оказывается применение винторулевых колонок с соответствующим формированием обводов кормовой оконечности.

Двухвальная компоновка в работе [1] не позволяет распространить результаты статьи на одновальные морские суда, для которых корма формируется с расположением валолинии в диаметральной плоскости (ДП) корпуса (рис. 1). При увеличении коэффициента полноты C_B для одновального судна важным фактором гарантии экономичности

Таблица 1. Коэффициент остаточного сопротивления судна типа «река – море» по данным [1]

Table 1. Residual resistance coefficient for a river-sea navigation vessel [1]

Fn	0,111	0,139	0,145	0,152	0,166	0,180
$C_R \cdot 10^3$	0,712	0,987	1,180	1,474	2,306	3,577

его движения становится задача формирования кормы с обеспечением ее безотрывного обтекания или с минимизацией отрыва потока в корме с целью максимального снижения сопротивления воды движению корпуса при сохранении приемлемого пропульсивного коэффициента корпуса $\eta_p = (1 - t)/(1 - w_T)$ (где t и w_T – коэффициенты засасывания и попутного потока соответственно).

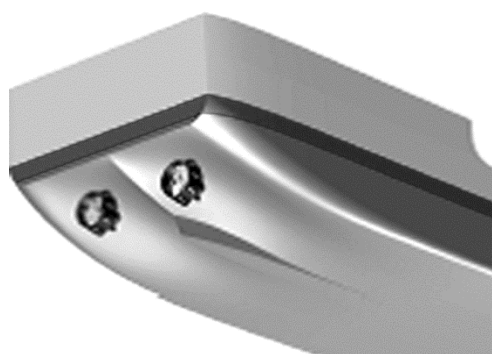
Отметим, что в настоящей статье рассмотрена только проблема обтекания кормовой оконечности, возможное влияние на обтекание корпуса отрывных вихревых явлений с носовой скулы не рассматривается.

Исследования, посвященные возможности увеличения полноты корпуса, начались в ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова (ныне Крыловский государственный научный центр) в конце XX в. [4–6]. Наиболее полное исследование выполнено под руководством В.М. Штумпфа [5], анализ основных результатов этой работы приведен ниже.

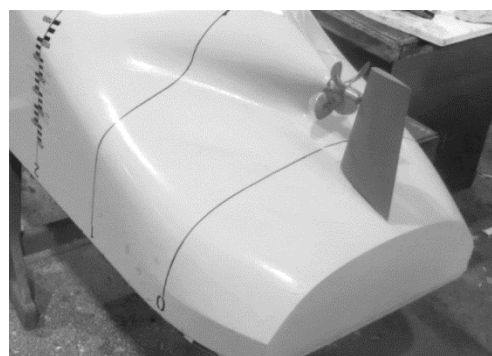
Однако в последнее десятилетие появился новый аспект при обработке корпуса судна – удовлетворение требований ИМО к индексу энергетической эффективности EEDI. А в последующие годы будет требоваться снижение эмиссии CO₂ в ходе эксплуатации: упрощенно, в зависимости от характеристик энергосбережения в исходном варианте каждые 3 или 6 лет будет необходимо внедрять на судне новые мероприятия по снижению эмиссии. Это может стать непреодолимым препятствием к применению судов с большой полнотой корпуса.

При подготовке настоящей статьи ставилась цель хотя бы приблизительно определить критерии для разработки обводов корпуса с максимально возможным коэффициентом общей полноты, обтекаемых без отрыва или с минимальным отрывом. Для этого в работе приводится анализ модельных исследований, выполненных в последние годы в Крыловском центре для ряда судов полных обводов.

В частности, как экстремальный случай рассмотрены результаты отработки обводов балкера, для которого по ряду проектных и эксплуатационных требований заказчика проектанты были вынуждены пойти на применение обводов с экстремально высокой полнотой. На основании опыта Крыловского центра и обобщения опубликованных данных предложены рекомендации, которые могут помочь проектантам в определении допустимых пределов увеличения вместимости и коэффициента общей полноты.



а)



б)

Рис. 1. Корма судна «река – море» по данным [1] (а) и морского одновального судна (б)

Fig. 1. Stern lines of river-sea navigation vessel [1] (a) and sea-going single-shafter (b)

Тенденции в развитии судов с полными обводами

Design trends for ample ships

Статистика изменения проектных коэффициентов для балкеров и танкеров рассмотрена в работе [7]. Обобщенные данные, приведенные в [7] (табл. 2), относятся к периоду 1990–2010 гг., причем более поздние данные соответствуют времени, когда международное сообщество уже проводило работы по подготовке к внедрению ИМО регулирования эмиссии парниковых газов через введение коэффициента энергетической эффективности EEDI (введено с 2014 г.). Заметна тенденция к постепенному увеличению C_B , особенно для балкеров, до величины 0,86–0,87 с одновременным снижением ходового числа Фруда.

На рис. 2–4 представлены данные [7], которые показывают, что максимальные значения C_B для отдельных немногочисленных танкеров и балкеров достигали 0,88–0,89, однако это сопровождалось

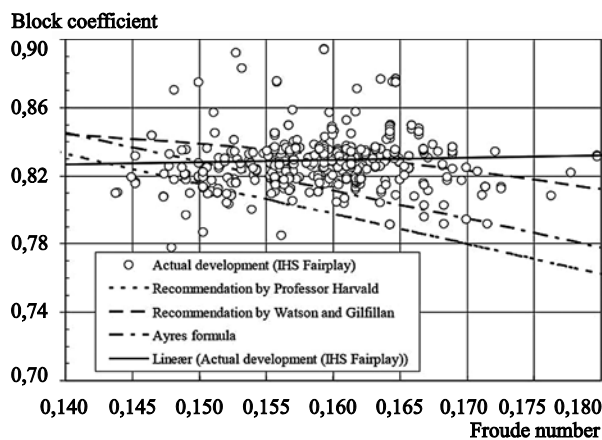
Таблица 2. Изменение параметров морских судов с большой полнотой обводов с 1990 по 2010 г. по данным [7]

Table 2. Changes in parameters of sea-going ships with ample hulls from 1990 to 2010 [7]

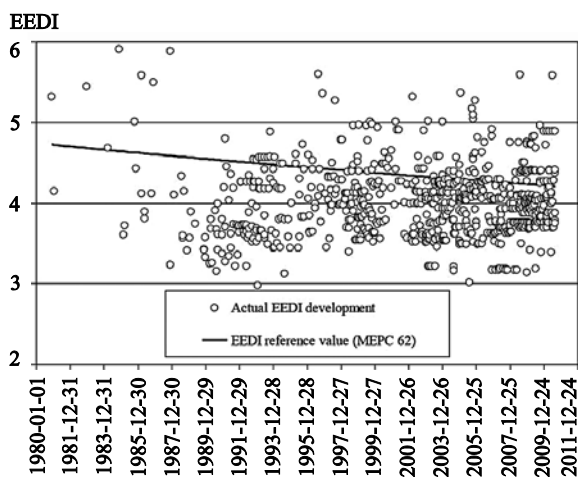
Тип судна		C_B		$L/V^{-1/3}$		Fn	
		1990	2010	1990	2010	1990	2010
Танкеры	Handymax	0,800	0,810	4,90	4,50	0,180	0,180
	Panamax	0,830	0,860	5,10	4,95	0,160	0,170
	Aframax	0,820	0,840	4,90	4,70	0,155	0,160
	Suezmax	0,830	0,825	4,80	4,70	0,150	0,155
	VLCC	0,815	0,820	4,70	4,55	0,135	0,145
Балкеры	Panamax	0,840	0,870	5,10	4,60	0,160	0,170
	Aframax	0,810	0,870	4,85	4,80	0,155	0,160
	Suezmax	0,840	0,860	4,80	4,85	0,145	0,145
	VLCC	0,820	0,820	4,70	4,67	0,130	0,130

снижением ходового числа Фруда (рис. 2), а тенденция постоянного увеличения C_B для балкеров сопровождалась устойчивым ростом расчетного коэффициента EEDI со все большим превышением прорабатываемых в то время требований (референсной линии). Относительные удлинения корпуса $L/V^{1/3}$ (как будет показано в табл. 3, эти значения близко коррелируются со значениями L/B) имели тенденцию к снижению до величин порядка 4,9–5,0 для танкеров и сохранялись почти постоянными в пределах 4,7–4,9 для балкеров.

Приведенные данные вполне согласуются с проводившимися в Крыловском центре исследованиями для японской судостроительной компании Oshima, длительное время специализирующейся на строительстве балкеров. В частности, в 2004 г. проводились исследования для балкера водоизмещением 47 900 м³ с $C_B = 0,799$, $L/B = 5,81$. Однако в 2015 г. прошел испытания балкер фирмы, для которого характеристики составляли $V = 76 650$ м³, $C_B = 0,855$, $L/B = 7,07$, что существенно выходит за пределы данных до 2010 г. и, как будет показано



a)



b)

Рис. 2. Соотношения между Fn и C_B (a) и сопоставление EEDI с базовыми линиями для танкеров Aframax (б) по данным [7] за период 1990–2010 гг.

Fig. 2. Froude number Fn as function of block coefficient C_B (a) and actual EEDIs of Aframax tankers in comparison with EEDI reference value (b) from 1990 to 2010 [7]

ниже, соответствует тенденциям, связанным с введением регулирования энергоэффективности судов со стороны ИМО.

Для дальнейшего понимания необходимо отметить, что различают несколько типов кормовых обводов однояльных морских судов полных обводов: *U*-образные, *V*-образные, сигарообразные и получившие широкое распространение в последние десятилетия гондольно-батокские обводы. Теоретические чертежи обводов кормо-

вой оконечности указанных типов представлены на рис. 5.

Отличие между *U*- и *V*-образными обводами весьма условно. Для ориентировки можно использовать параметр Ченга – Хадлера, который со ссылкой на [8] рассматривается в [6] как параметр, приближенно характеризующий тип формы кормовой оконечности. На рис. 6 представлено определение этого параметра согласно [6, 8], который представляет собой тангенс угла, образованного кас-

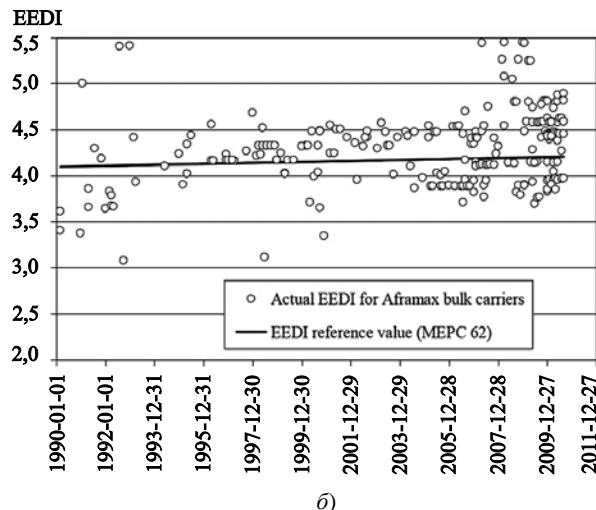
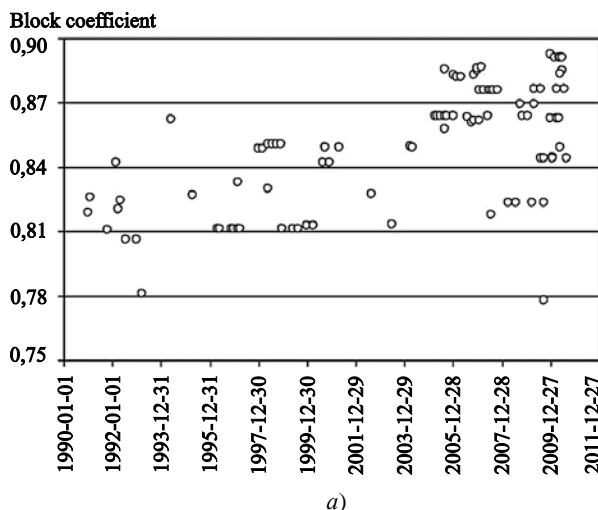


Рис. 3. Характерные значения C_B (а) и тенденции к изменению EEDI для балкеров Aframax (б) в 1990–2010 гг. [7]

Fig. 3. Typical values for C_B (a) and actual EEDIs of Aframax bulk carriers in comparison with EEDI reference value (b) from 1990 to 2010 [7]

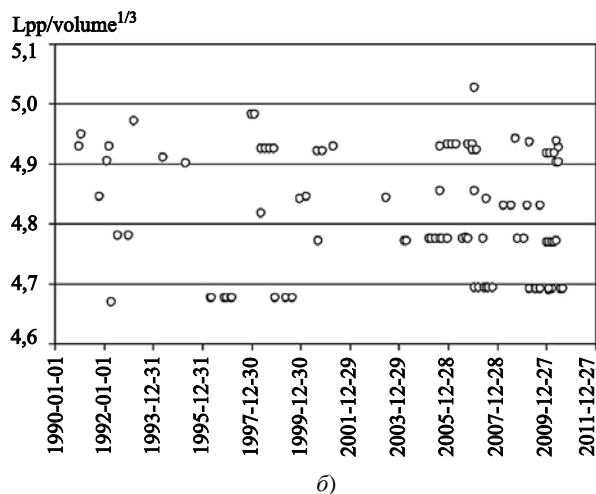
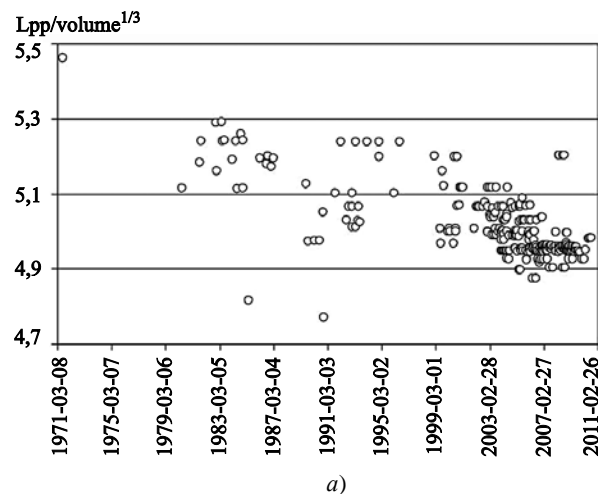


Рис. 4. Изменение параметра $L/\nabla^{1/3}$ для танкеров Panamax в 1971–2010 гг. (а) и балкеров Aframax в 1990–2010 гг. (б) по данным [7]

Fig. 4. Development of length-displacement ratio $L/\nabla^{1/3}$ for Panamax tankers from 1971 to 2010 (a) and Aframax bulk carriers from 1990 to 2010 (b) [7]

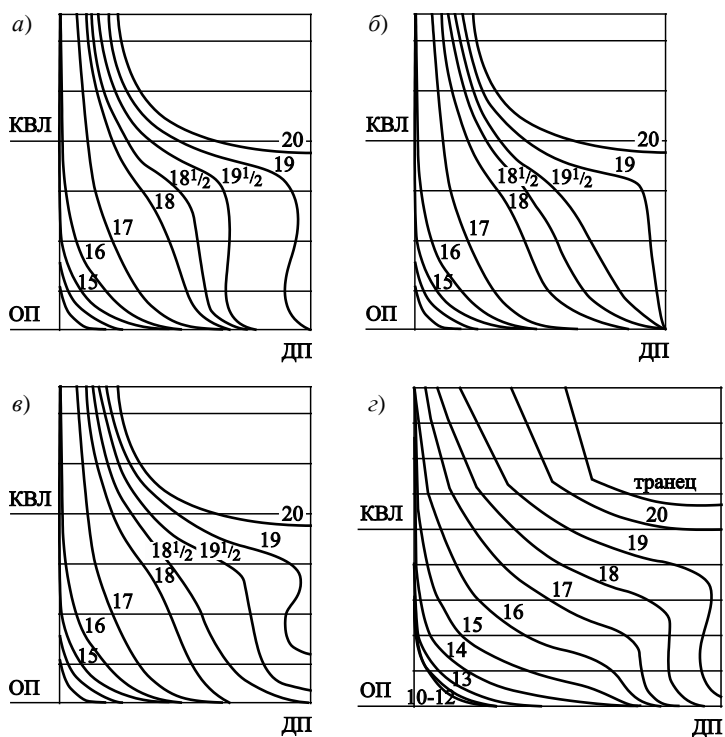


Рис. 5. Теоретические чертежи кормовой оконечности судна с большой полной обводов:

а) U-образная; б) V-образная; в) сигарообразная; г) гондольно-батоксная

Fig. 5. Sterns of ample ships: а) U-form; б) V-form; в) cigar form; д) bulb form

тельной к 18-му шпангоуту на уровне оси гребного винта, и диаметральной плоскостью.

В [6] предложены следующие численные характеристики различных типов обводов: при $\tau < 0,1$ – U-образные, при $0,1 < \tau < 0,3$ – умеренно U-образные, при $0,3 < \tau < 0,4$ – умеренно V-образные, при $\tau > 0,4$ – V-образные обводы. Ниже в настоящей

работе параметр, подобный параметру Ченга – Хадлера, будет рассмотрен в качестве одного из критериев, связанных с отрывом потока в кормовой оконечности или близких к нему условий.

В настоящей работе приведены результаты анализа данных модельных испытаний, полученных в Крыловском центре в разные годы. Совокупность этих данных позволяет провести определенные обобщения и сформулировать рекомендации относительно ограничений при выборе проектных размерений морских судов с целью минимизации отрывных явлений при всемерном повышении вместимости. На базе подтвержденных в исследованиях случаев отрыва ниже также проведен анализ возможности применения различных геометрических критериев при формировании обводов корпуса с минимизацией отрывов.

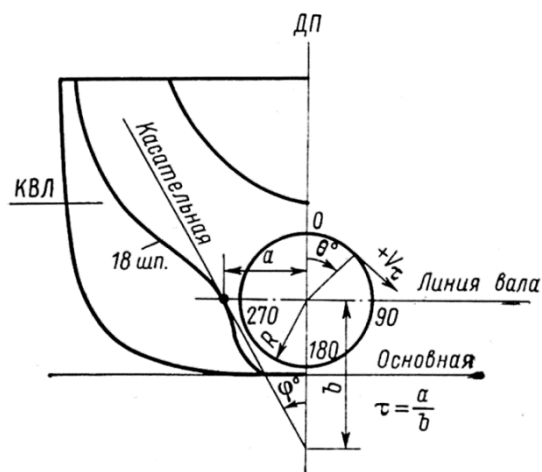


Рис. 6. Определение параметра формы кормовых шпангоутов τ [6, 8]

Fig. 6. Determination of shape parameter for stern frames τ [6, 8]

Полно-короткая серия судов (серия В.М. Штумпфа)

Series of short ships with ample lines (V. Shtumpf series)

В 1994 г. В ЦНИИ им. академика А.Н. Крылова закончилась многолетняя разработка серии полно-коротких судов [5]. В ходе работы были проведены испытания моделей с базовыми гондольно-

батоксными обводами при широкой вариации основных геометрических параметров судов, включая: три величины $C_B = 0,750, 0,800, 0,825$, три варианта удлинения $L/B = 4,5, 5,0, 5,5$ ($L/\nabla^{1/3} = 4,3, 4,6, 4,9$).

Дополнительно были рассмотрены три варианта продольного положения центра величины $X_C = 0,02,$

0,03, 0,04 на корпусах с V-образной и гондольно-батоксной кормами. Суммарные характеристики испытаний и данные анализа ходовых качеств приведены в табл. 3 и 4 при $Fn = 0,18$ (согласно [5], оценки проводились для судна длиной 213 м). В качестве базовой модели серии принималась модель

Таблица 3. Результаты испытаний и расчетов ходкости основных моделей полно-короткой серии с гондольно-батоксными обводами кормовой оконечности при $Fn = 0,18, X_C = 0,03$

Table 3. Experimental data and calculation results for main ship models of short-ample series with stern bulbs at $Fn = 0.18, X_C = 0.03$

	$L/B = 4,5; L/\nabla^{1/3} = 4,3$			$L/B = 5,0; L/\nabla^{1/3} = 4,6$			$L/B = 5,5; L/\nabla^{1/3} = 4,9$		
	C_B	0,750	0,775	0,800	0,750	0,775	0,800	0,775	0,800
w_T	0,425	0,396 0,379	0,456 0,363	0,373	0,378	0,390 0,340	0,380	0,364 0,344	0,390 0,379
t	0,247	0,260	0,314	0,217	0,255	0,234	0,249	0,242	0,284
η_H	1,111	1,052 1,034	1,035 0,958	1,080	1,030	1,065 1,014	1,030	1,025 1,025	0,994 0,983
η_0	0,565	0,569 0,573	0,534 0,559	0,595	0,589	0,582 0,594	0,602	0,596 0,598	0,575 0,577
P/D	0,670	0,688 0,693	0,681 0,726	0,732	0,746	0,758 0,770	0,810	0,830 0,883	0,818 0,821
P_E/∇	0,086	0,087	0,094	0,079	0,078	0,082	0,070	0,075	0,079
P_S/∇	0,139	0,147 0,148	0,171 0,178	0,124	0,130	0,133 0,138	0,113	0,124 0,126	0,140 0,141
$V_S, уз$	16,57	16,26 16,25	15,58 15,38	17,14	16,92	16,81 16,69	17,51	17,14 17,07	16,44 16,42

Таблица 4. Результаты испытаний и расчетов ходовых качеств дополнительной группы моделей полно-короткой серии при варьировании X_C при $Fn = 0,18$

Table 4. Experimental data and calculation results for additional ship models of short-ample series: variation of X_C at $Fn = 0.18$

	$L/B = 5,0; C_B = 0,8; L/\nabla^{1/3} = 4,6$					
	Гондольно-батоксная корма			V-образная корма		
X_C	0,02	0,03	0,04	0,02	0,03	0,04
w_T	0,430 0,362	0,390 0,340	0,366	0,461	0,455	0,446
t	0,257	0,234	0,161	0,279	0,264	0,246
η_H	1,083 1,012	1,065 1,014	1,129	1,077	1,095	1,140
η_0	0,549 0,567	0,582 0,594	0,595	0,534	0,544	0,561
P/D	0,736 0,750	0,758 0,770	0,762	0,724	0,730	0,748
P_E/∇	0,094	0,082	0,085	0,096	0,092	0,085
P_S/∇	0,160 0,166	0,133 0,138	0,128	0,168	0,157	0,134
$V_S, уз$	18,87 15,72	16,81 16,69	16,77	15,67	15,96	16,58

с $C_B = 0,8$, $L/B = 5,0$ (выделено в таблицах). Теоретические чертежи соответствующих вариантов кормовой оконечности представлены на рис. 5.

Обобщенные данные анализа коэффициента остаточного сопротивления, полученного при испытаниях моделей полно-короткой серии, приведены на рис. 7–8 в виде зависимостей C_R от коэффициента общей полноты C_B и от удлинения L/B при различных значениях числа Фруда Fn . В отчете [5] отмечено, что при $C_B > 0,75$ начинается заметный рост остаточного сопротивления, что авторы связывают с наличием отрыва потока.

Как будет показано ниже, в настоящее время разработаны обводы, которые обтекаются безотрывно даже при $C_B = 0,85$. Рис. 7 и 8 позволяют оценить величину влияния полноты корпуса на коэф-

фициент остаточного сопротивления. С увеличением полноты на доволновых режимах $Fn = 0,14–0,15$ для удлинения $L/B = 5,0$ коэффициент остаточного сопротивления C_R для V-образных обводов изменяется примерно с $0,8 \cdot 10^{-3}$ до $0,9 \cdot 10^{-3}$ при изменении C_B от 0,775 до 0,800, т.е. в пределах 12 % остаточного сопротивления (около 4 % полного сопротивления).

При удлинении $L/B = 5,5$ в диапазоне изменения C_B от 0,775 до 0,800 сопротивление формы $C_{R|Fn=0,1}$ увеличивается от $0,6 \cdot 10^{-3}$ до $0,77 \cdot 10^{-3}$, т.е. на 32 % от остаточного сопротивления (на 8 % полного сопротивления). Как видно на рис. 7, в этом случае при увеличении C_B от 0,800 до 0,825 остаточное сопротивление практически не изменяется, что может указывать на стабилизацию размеров зоны отрыва.

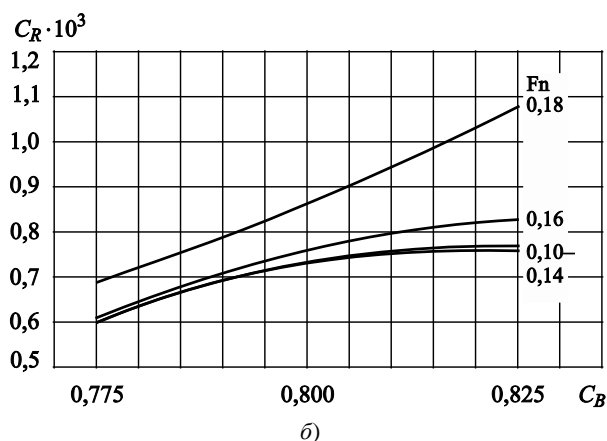
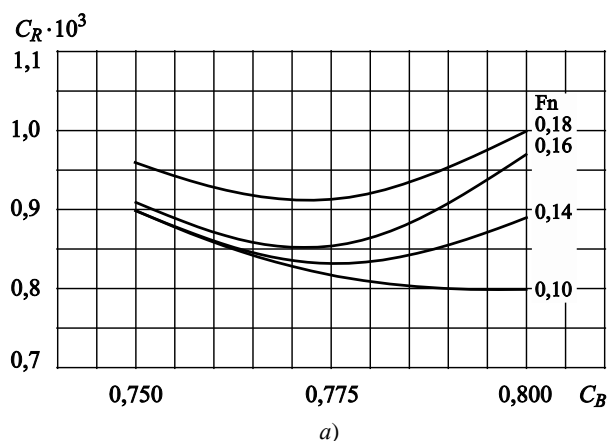


Рис. 7. Зависимость коэффициента остаточного сопротивления C_R от коэффициента общей полноты C_B : а) $L/B = 5,0$; б) $L/B = 5,5$

Fig. 7. Residual resistance coefficient C_R as function of block coefficient C_B : а) $L/B = 5.0$; б) $L/B = 5.5$

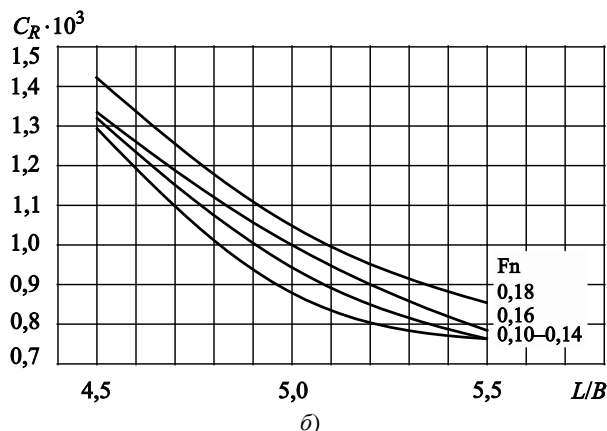
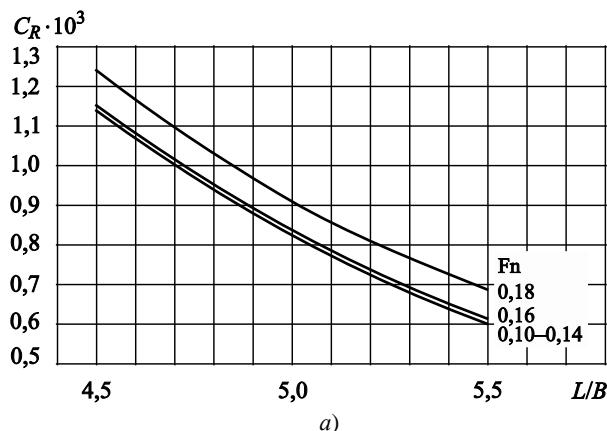


Рис. 8. Зависимость коэффициента остаточного сопротивления C_R от удлинения L/B : а) $C_B = 0,775$; б) $C_B = 0,800$

Fig. 8. Residual resistance coefficient C_R as function of length-beam ratio L/B : а) $C_B = 0.775$; б) $C_B = 0.800$

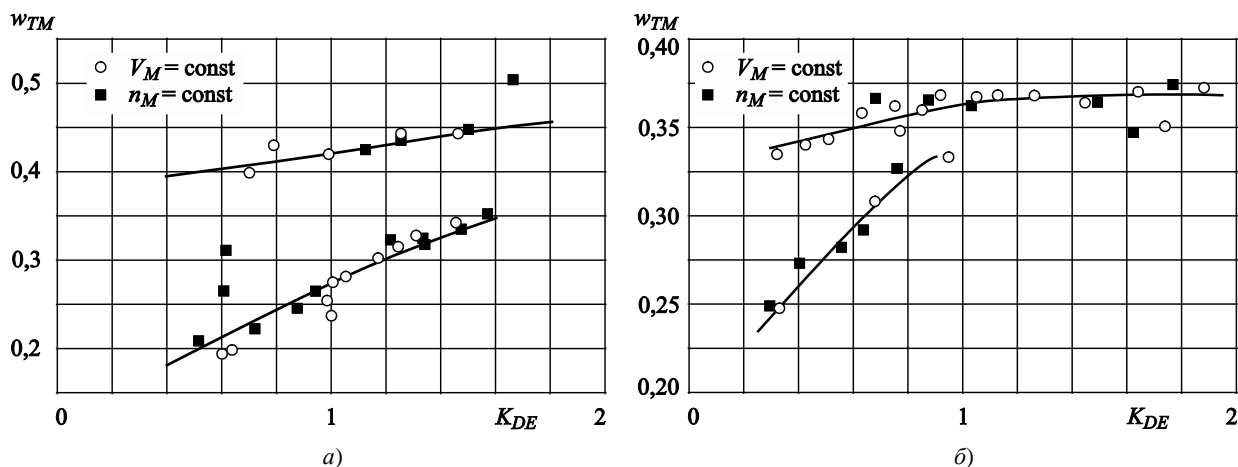


Рис. 9. Примеры разветвления коэффициента попутного потока как индикатора наличия отрыва: а) $L/B = 4,5$, $C_B = 0,8$; б) $L/B = 5,5$, $C_B = 0,8$

Fig. 9. Examples of wake fraction bifurcation as a sign of flow separation: а) $L/B = 4.5$, $C_B = 0.8$; б) $L/B = 5.5$, $C_B = 0.8$

Таким образом, результаты буксировочных испытаний позволяют рекомендовать при $C_B = 0,80$ и выше применять удлинение корпуса не менее $L/B = 5,5$.

Анализ поведения полученных в ходе самоходных испытаний зависимостей коэффициентов попутного потока от коэффициента нагрузки гребного винта по тяге K_{DE} (наличие характерного для отрывного течения «раздвоения» кривых коэффициента попутного потока, проиллюстрированного на рис. 9) дал авторам [5] основания считать, что начиная с $C_B > 0,775$ во всем диапазоне L/B идентифицировался отрыв пограничного слоя.

Анализ результатов самоходных и буксировочных испытаний, а также расчетов ходкости (табл. 3), показывает, что в пределах рекомендованных выше удлинений L/B , равных 5,0 и 5,5, влияние C_B на величину коэффициента попутного потока незначителен (значения w_T изменяются в пределах 0,37–0,39 во всем диапазоне рассмотренных C_B). Для этих удлинений величина коэффициента засасывания составляет 0,22–0,25 при $C_B = 0,775$ –0,800, а при $C_B = 0,825$ несколько выше: $t = 0,29$.

Коэффициент влияния корпуса в зависимости от увеличения C_B изменяется в пределах 1,06–1,08 для $L/B = 5,0$ и несколько снижается (1,00–1,03) при удлинении $L/B = 5,5$. Оценка полного пропульсивного коэффициента показала незначительное влияние C_B в этом диапазоне рассмотренных удлинений.

Для критически малого удлинения $L/B = 4,5$ коэффициент попутного потока w_T существенно выше (0,40–0,45), коэффициент засасывания также может достигать 0,3. Соответственно, в зависимости от C_B коэффициент влияния корпуса выше примерно на

3 %, однако полный пропульсивный коэффициент примерно на 3 % ниже, чем для судов с большим удлинением. Это, очевидно, связано с более высокой нагрузкой винта, обусловленной увеличением как сопротивления, так и коэффициента попутного потока и, соответственно, падением КПД винта.

При применении V-образных обводов с вариацией продольного положения X_C в пределах 0,02–0,04 попутный поток возрастает с 0,39 до 0,45–0,46, коэффициент засасывания, соответственно, увеличивается до $t = 0,25$ –0,28 по сравнению с 0,23 у базовых (гондольно-батоксных) обводов. Коэффициент влияния корпуса увеличивается на 1–5 %. Несмотря на это полный пропульсивный коэффициент падает до 0,53–0,56 по сравнению с 0,58 у базовых гондольно-батоксных обводов, что указывает на существенное снижение КПД гребного винта.

Для гондольно-батоксных обводов при наиболее реальных с точки зрения расположения грузов на судне $X_C = 3$ % попутный поток и засасывание практически не меняются, при $X_C = 2$ % w_T изменяется до 0,43 вместо 0,39 у базовых обводов, коэффициент засасывания растет до 0,26 вместо 0,23, и коэффициент влияния корпуса, и полный пропульсивный коэффициент практически постоянны (в пределах 1 %).

Наиболее информативными для подтверждения отрыва являются результаты измерений полей скоростей в диске гребного винта моделей серии. Результаты этих измерений для модели с гондольно-батоксными обводами для экстремально короткого корпуса ($L/B = 4,5$) представлены на рис. 10. Как видно, для гондольно-батоксных обводов даже при

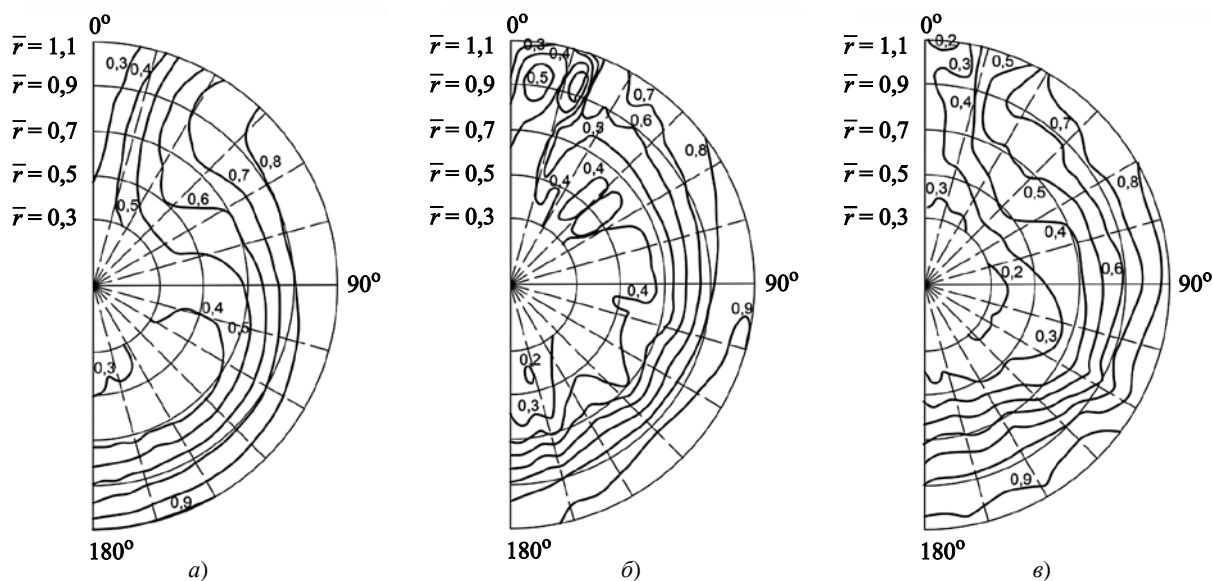


Рис. 10. Влияние удлинения и полноты на поле скоростей корпуса с гондольно-батоксными обводами при $X_C = 0,03$: а) $C_B = 0,750$; $L/B = 4,5$; б) $C_B = 0,800$; $L/B = 4,5$ в) $C_B = 0,825$; $L/B = 5,5$

Fig. 10. Effect of L/B and C_B upon the wake of hull with stern bulb at $X_C = 0,03$: а) $C_B = 0.750$; $L/B = 4.5$; б) $C_B = 0.800$; $L/B = 4.5$ с) $C_B = 0.825$; $L/B = 5.5$

очень малом удлинении и $C_B = 0,75$ поле скоростей имеет вид с регулярным увеличением скорости при отдалении от корпуса. При $C_B = 0,80$ изогахи существенно искривлены и местами имеют замкнутый вид, характерный для мощного вихреобразования.

Однако даже в этом случае нет характерных зон «классического» отрыва со скоростью, равной 0 (изогаха «0» вообще не определена), т.е. имеют место трехмерные отрывы с сильным вихреобразо-

ванием. На том же рисунке показано, что при увеличении удлинения до $L/B = 5,5$ поле скоростей становится почти регулярным даже при $C_B = 0,825$, что подтверждает вывод, сделанный на основе буксировочных испытаний, что увеличение удлинения является эффективной мерой борьбы с отрывом (в т.ч. трехмерным) для судов полных обводов.

На рис. 11 сопоставлены поля скоростей для модели с V-образными обводами и гондольно-

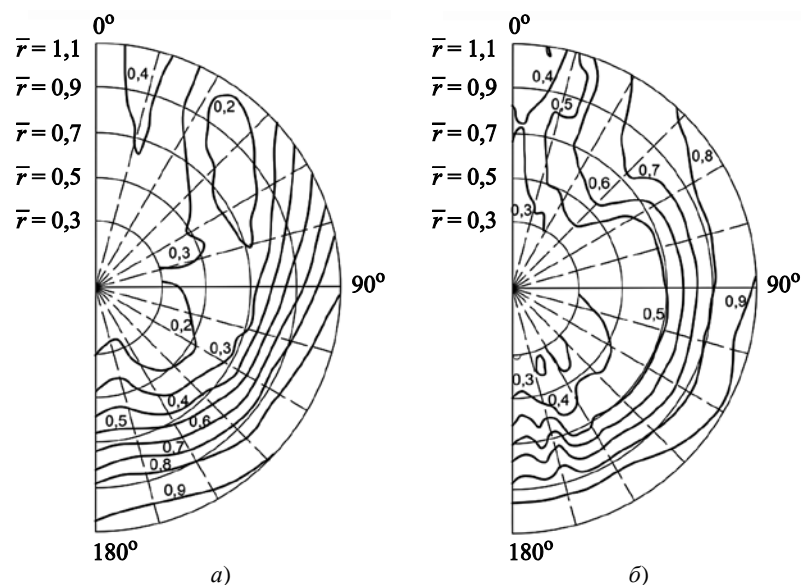


Рис. 11. Сопоставление полей скоростей на моделях с двумя вариантами формы обводов кормовой оконечности при $C_B = 0,8$; $L/B = 5,0$; $X_C = 0,03$: а) V-образная; б) гондольно-батоксная

Fig. 11. Comparison of wake fields for models with two variants of stern lines at $C_B = 0.8$; $L/B = 5.0$; $X_C = 0.03$: а) V form; б) bulb form

батоксными обводами при одном и том же $C_B = 0,8$ и $L/B = 5,0$. Как видно, для V -образных обводов зоны вихревого отрыва существенно крупнее, чем для гондольно-батоксных обводов, однако и в этом случае не определяется характерная для «классического» отрыва изотаха $V_X = 0$, т.е. зафиксирован только трехмерный отрыв.

Данные испытаний и расчеты ходкости для судов, соответствующих моделям серии (табл. 3), демонстрируют, что применение V -образных обводов несколько ухудшает ходовые характеристики. Гондольно-батоксные обводы при правильном выборе удлинения корпуса позволяют несколько улучшить ходовые качества, а также уменьшить неоднородность натекающего на гребной винт потока, что имеет преимущества по давлению и вибрациям на корпусе, индуцированным гребным винтом.

Для корректности оценок результатов разработки полно-короткой серии следует отметить, что, по отзывам проектантов судов, последующий опыт работ над полными судами выявил для данной серии проблемы с размещением двигателей в корме, так что, по-видимому, результаты оценок сопротивления могут рассматриваться как оптимистичные.

Проектное исследование ходкости навалочника-контейнеровоза с повышенной полнотой обводов корпуса

Research study: propulsion performance of container ship / bulker with increased block coefficient

Исследования влияния коэффициента полноты, начатые для серии полно-коротких судов, в даль-

нейшем были развиты в ходе проектно-исследовательской проработки навалочника-контейнеровоза. Рассматривались два варианта судна, характеристики которых представлены в табл. 5, а теоретические чертежи – на рис. 12 (см. вклейку).

Вариант с полнотой $C_B = 0,872$ отличался от варианта с $C_B = 0,846$ увеличением длины цилиндрической вставки корпуса на 10 м и увеличением полноты носовой и кормовой оконечностей. Оба корпуса могут характеризоваться как умеренно V -образные.

Сопоставленные на рис. 13 (см. вклейку) и 14 результаты измерений полей скоростей для двух вариантов судна показывают, что на корпусе с полнотой $C_B = 0,872$ непосредственно в верхней части гребного винта имеются две обширные отрывные зоны с осевой скоростью $V_X = 0$ (белые зоны), расположенные симметрично по отношению к ДП; зоны имеют угловую ширину $\sim 2 \times 50^\circ$. Такая зона с $V_X = 0$ полностью отсутствует в поле скоростей модели с $C_B = 0,846$. Отметим, что данное судно имеет существенно большее удлинение ($L/B = 7,1$), чем удлинения корпусов моделей полно-короткой серии В.М. Штумпфа. Это, очевидно, и служит причиной того, что развитый отрыв появляется при значительно большем коэффициенте полноты $C_B = 0,87$ вместо $C_B \sim 0,80$ для моделей серии.

Сопоставление результатов буксировочных испытаний обоих вариантов представлено на рис. 15. Обращает на себя внимание существенно более высокий коэффициент сопротивления формы $C_{R|Fn=0,1}$, чем полученные в полно-короткой серии. В полно-короткой серии $C_{R|Fn=0,1} = (0,6-0,8) \cdot 10^{-3}$, для навалочника-контейнеровоза $C_{R|Fn=0,1} = 1,15 \cdot 10^{-3}$ при $C_B = 0,846$ и $C_{R|Fn=0,1} = 1,5 \cdot 10^{-3}$ при $C_B = 0,872$. Можно предполагать, что это обусловлено

Таблица 5. Характеристики навалочника-контейнеровоза

Table 5. Characteristics of bulker / container ship

Показатель	$C_B = 0,846$	$C_B = 0,872$
Длина по ватерлинии L_{wl} , м	228,6	228,6
Максимальная ширина B , м	32,2	32,2
Осадка T , м	13,0	13,0
Объемное водоизмещение ∇ , м ³	80 953	83 485
Площадь смоченной поверхности S , м ²	11 898	12 216
Продольное положение центра величины X_C , м	-1,428	-1,428
L_{wl}/B	7,1	7,1
B/T	2,477	2,477

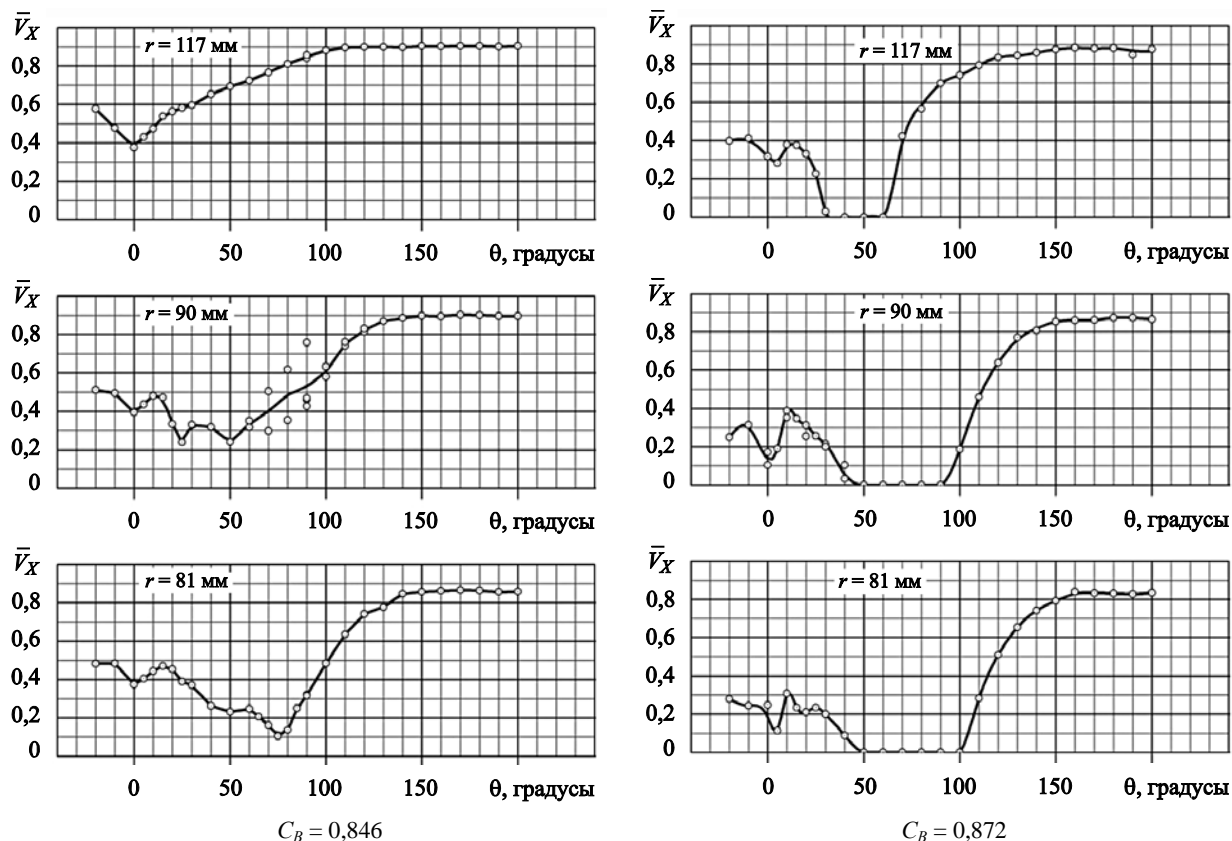


Рис. 14. Распределение осевой составляющей скорости для двух вариантов полноты корпуса
Fig. 14. Axial velocity field for two variants of block coefficient

более высоким значением C_B для навалочника-контейнеровоза и положительным влиянием применения гондольно-батоксных обводов в серии

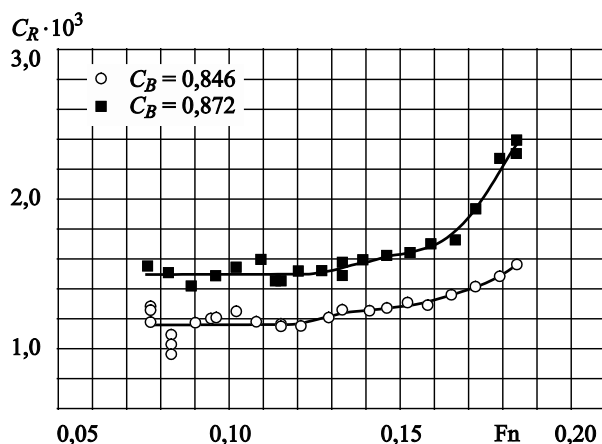


Рис. 15. Сопоставление зависимостей остаточного сопротивления для двух вариантов полноты корпуса
Fig. 15. Comparison of residual resistances for the two variants of block coefficient

по сравнению с умеренно V-образными обводами навалочника-контейнеровоза. Кроме того, это подтверждает отмеченное выше предположение о причинах несколько оптимистических результатов для моделей из серии.

Основные результаты самоходных испытаний моделей навалочника-контейнеровоза и прогнозирования ходовых качеств представлены в табл. 6, где оценки проводились для гребного винта диаметром $D = 6,5$ м при частоте вращения гребного вала $n = 99$ об/мин.

Табл. 6 демонстрирует, что при увеличении коэффициента полноты корпуса C_B от 0,846 до 0,872 коэффициент попутного потока растет, а коэффициент засасывания остается практически постоянным. Это приводит к увеличению коэффициента влияния корпуса η_H примерно на 8 %. Однако оба фактора, проявляющиеся с увеличением коэффициента полноты, – рост сопротивления и увеличения попутного потока – приводят к увеличению нагрузки гребного винта. При этом КПД гребного винта η_0 становится ниже примерно на 10 %, так

Таблица 6. Результаты анализа самоходных испытаний моделей и прогнозирования ходовых качеств судна
Table 6. Self-propulsion test data and propulsion performance estimates

	$C_B = 0,846$	$C_B = 0,872$
K_{DE}	1,539	1,426
w_{TM}	0,325	0,379
w_{TS}	0,246	0,299
t	0,218	0,218
i_Q	1,007	0,999
η_H	1,029	1,115
η_0	0,556	0,502
$\eta_H \cdot \eta_0$	0,572	0,560
R_{TS} (при $V_S = 15$ уз), кН	1088,5	1268,4
P_S , кВт	14978	17838

что в целом пропульсивный коэффициент судна с $C_B = 0,872$ на 2 % ниже.

В то же время полное сопротивление корпуса (для примера принято при скорости 15 уз) для судна с $C_B = 0,871$ на 17 % выше. Суммарно это приводит к росту потребной мощности на 19 % для более полного судна. Эти тенденции влияния отрывного обтекания для судов полных обводов на ходовые качества в целом совпадают с оценками, выполненными для серии В.М. Штумпфа.

Опыт отработки обводов корпуса балкера с $C_B \approx 0,85$

Hull design experience for bulker with $C_B \approx 0.85$

В Крыловском центре проводились исследования по отработке обводов корпуса морского балкера водоизмещением порядка 70 тыс. т. При анализе использовались результаты испытаний моделей трех судов с полнотой обводов $C_B \approx 0,85$, отличающихся соотношением главных размерений и формой обводов корпуса. Основные параметры судов представлены в табл. 7. Все три модели имеют близкую умеренно V-образную форму шпангоутов.

Базовая модель *A* соответствует хорошо отработанному корпусу балкера с удлинением $L/B = 7,068$. Модель *B* отличается от базовой меньшим удлинением ($L/B = 6,188$) и, соответственно, более полными обводами носовой и кормовой оконечностей. Углы входа носовых ватерлиний и схода кормовых ватерлиний существенно больше, чем у базового варианта.

Модель *C* является модифицированным вариантом модели *B*. Доработка корпуса заключалась в изменении формы обводов в районе кормового скега и перехода к нему от основного корпуса (уменьшены углы схода ватерлиний, сформирован более плавный сход со скулы, форма ватерлиний приближена к базовой модели). На рис. 16 (см. вклейку) приведено сопоставление корпусов моделей *B* и *C* на проекциях «бок» и «полуширота». На рис. 17 (см. вклейку) показана форма кормовых шпангоутов трех вариантов корпуса.

Анализ, проведенный выше, для базового варианта с $C_B = 0,85$ при удлинении базового судна 7,06 позволял прогнозировать не более чем начальную стадию отрыва, в то время как при удлинении 6,188 следовало ожидать значительный отрыв.

Это подтверждается сопоставлением результатов исследований поля скоростей в диске гребного винта всех трех моделей, приведенных на рис. 18 (см. вклейку). Анализ полученных данных показывает, что на базовой модели отрыв потока отсутствует, т.е. даже при $C_B = 0,85$ возможно достижение безотрывного обтекания в случае грамотно выбранного удлинения корпуса. Для модели *B* характерен развитый отрыв, на модели *C* область отрыва существенно уменьшена и раздвоена на две зоны, расположенные симметрично относительно ДП.

Для модели *C* было проверено поведение отрыва при работающем гребном винте. Полученные в результате такого исследования распределения осевой составляющей скорости, представленные на рис. 19, показывают, что при работе гребного винта область отрыва практически исчезает (очень узкая

Таблица 7. Характеристики судов с коэффициентом $C_B \approx 0,85$

Table 7. Parameters of ships with $C_B \approx 0.85$

Параметры	Базовая модель <i>A</i>	Модель <i>B</i>	Модель <i>C</i>
L_{WL} , м	228,0	199	199
T , м	12,2	12,8	12,8
B , м	32,26	32,26	32,26
∇ , м ³	76 659	70 588	69 890
C_B	0,855	0,854	0,851
L/B	7,068	6,188	6,188
B/T	2,644	2,52	2,52
w_{TM}	0,399	0,395	0,367
w_{TS}	0,326	0,302	0,269
t	0,207	0,203	0,167
i_Q	0,988	1,008	0,999
η_H	1,191	1,133	1,141
η_0	0,586	0,523	0,551
$\eta = \eta_0 \cdot \eta_H \cdot \eta_S$	0,677	0,575	0,607
R_{TS} , кН	819	745	704
P_S , кВт	8905	9000	8017
V_S , уз	14,3	13,5	13,5

область сконцентрирована за кормовым skeгом). Учитывая, что поле скоростей на натурном судне существенно отличается от измеренного в модельных условиях, при предъявлении специальных проектных требований к судну, требующих всемерного приполнения корпуса, можно считать допустимым наличие небольшой зоны отрыва.

Коэффициенты взаимодействия гребного винта с корпусом, полученные в результате самоходных

испытаний и их пересчета на натурные условия, представлены в табл. 7. Как при наличии отрыва на модели *B*, так и при безотрывном обтекании на модели *A*, величина модельного коэффициента попутного потока составляет примерно 0,4, а коэффициент засасывания близок к 0,20, что хорошо совпадает с данными для навалочника-контейнеровоза. Для модели *C* коэффициенты попутного потока и засасывания несколько ниже.

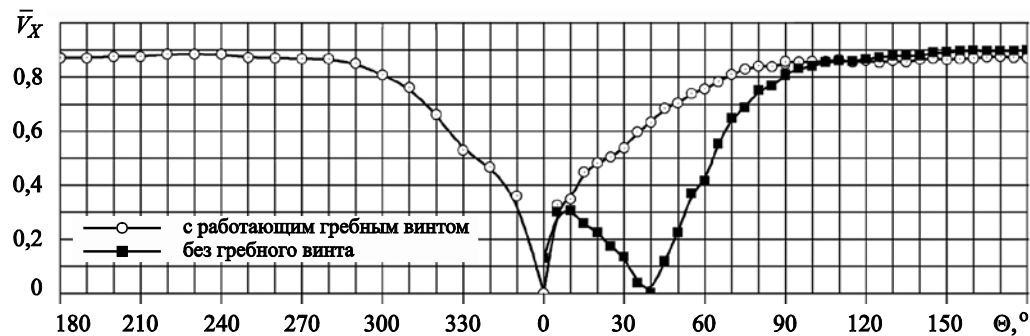


Рис. 19. Сопоставление осевой составляющей скорости перед плоскостью диска гребного винта при измерениях с работающим винтом и без гребного винта

Fig. 19. Axial velocity field forward of the propeller plane: operating propeller vs idle propeller

На рис. 20 показано сопоставление зависимости коэффициента остаточного сопротивления C_R от числа Фруда Fn для трех рассмотренных вариантов корпуса. Сопротивление формы колеблется в пределах $1,0 \cdot 10^{-3}$ для базовой модели A , $1,25 \cdot 10^{-3}$ для модели B и $1,18 \cdot 10^{-3}$ для модели C .

Переход от модели B к модели C обеспечивает снижение потребной мощности на 10 % практически во всем исследованном диапазоне скоростей. При этом примерно 5 % выигрыша получено за счет снижения сопротивления и столько же за счет снижения коэффициента засасывания, роста КПД гребного винта и, соответственно, увеличения пропульсивного коэффициента в целом.

Геометрические критерии отрыва потока

Flow separation: geometric criteria

Для проверки наличия отрыва на самых ранних стадиях проектирования исследователи в разное время предлагали различные, достаточно простые геометрические критерии [6, 10]. В настоящей работе были оценены величины некоторых из этих критериев.

В качестве одного из таких параметров была попытка использовать параметр Ченга – Хадлера, описанный в части 1 и на рис. 6: $\tau = \text{tg}(\varphi)$, где φ – угол между диаметральной плоскостью и касательной к теоретическому шпангоуту на уровне оси гребного вала. Однако анализ показал, что современные обводы корпусов стали существенно более полными по сравнению с концом XX в. и 18-й шпангоут уже не является в этом плане показательным (на рис. 17 видно, что 18-й теоретический шпангоут имеет слишком большую полноту и непригоден для определения параметра τ). Поэтому ниже предложено проверять параметр, аналогичный параметру Ченга – Хадлера, для 19-го теоретического шпангоута.

Кроме того, в качестве параметров, которые могут быть использованы как критерии отрыва, проверялись: α_1 – угол схода ватерлинии на уровне оси гребного вала и α_2 – угол схода ватерлинии над осью гребного вала на уровне относительного радиуса гребного винта $r/R \approx 0,7-0,8$. Оба угла определяются в районе 19,5 теоретического шпангоута, где, как правило, ватерлинии имеют практически прямолинейный участок длиной $\frac{1}{4}-\frac{1}{2}$ шпации. Схема определения указанных углов представлена на рис. 21.

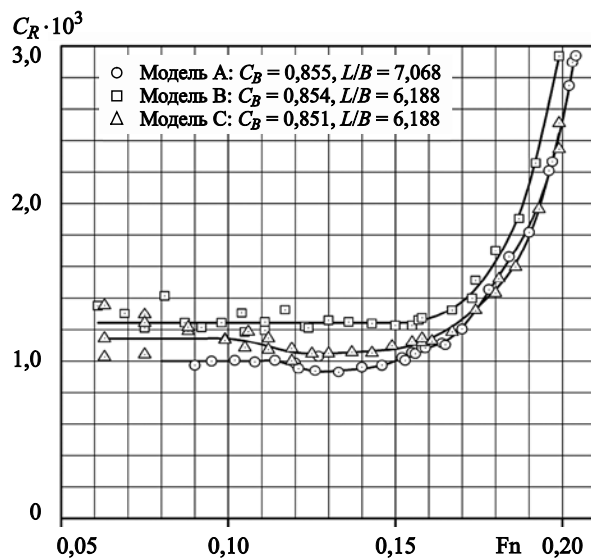


Рис. 20. Зависимости кривых остаточного сопротивления моделей A , B , C

Fig. 20. Residual resistance curves for Models A , B and C

При оценках параметров использовалась скорость \overline{V}_X^* – минимальное значение осевой составляющей скорости в верхней части диска гребного винта (от 270° до 90°) на относительном радиусе гребного винта $r/R \approx 0,7$. Как правило, в нижней части диска гребного винта поле скоростей более однородно, чем в верхней половине. Кроме того, форма кормового skega в районе днища диктуется, прежде всего, эксплуатационными соображениями, например, условиями докования судна. В связи с этим значения осевой составляющей скорости в диапазоне углов от 90° до 270° в данном анализе игнорируются. Анализ

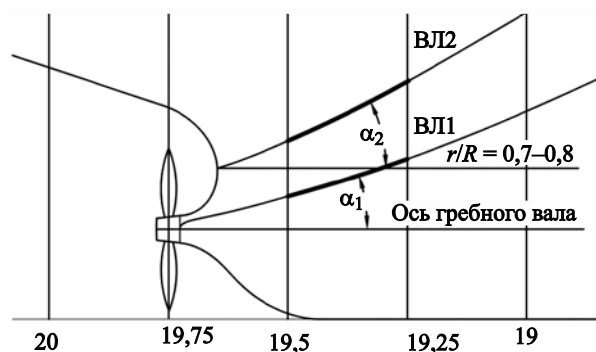


Рис. 21. Определение углов схода ватерлинии α_1 и α_2

Fig. 21. Calculation of run angles α_1 and α_2

Таблица 8. Геометрические параметры корпуса, характеризующие возможность возникновения отрывных течений в кормовой оконечности

Table 8. Geometric parameters of hull characterizing the possibility of stern flow separation

C_B	L/B	φ	τ	α_1	α_2	\overline{V}_X^*
0,800	5,816	13	0,231	17	30	0,15
0,800	5,577	13	0,231	17	35	0,00 (отрыв)
0,855	7,068	15	0,268	18	32	0,25
0,854	6,168	23	0,424	23	37	0,00 (отрыв)
0,851	6,168	21	0,384	21	32	0,00 (отрыв)
0,846	7,099	19	0,344	21	32	0,10
0,872	7,099	21	0,380	24	40	0,00 (отрыв)

проводился на основании приведенных экспериментальных данных для подтвержденных случаев отрыва или его отсутствия.

Кроме того, для проверки критериев α_1 и α_2 оказалось полезным дополнительно использовать информацию по результатам измерений поля скоростей двух балкеров водоизмещением около 40 тыс. т, также проходивших модельную отработку в Крыловском центре. Результаты измерений поля скоростей для двух моделей с практически одинаковыми главными размерениями, но различавшихся формой обводов кормовой оконечности в месте расположения гребного вала, приведены на рис. 22 (см. вклейку).

Основное отличие этих двух корпусов заключается в полноте ватерлиний над осью гребного вала. При этом два угла, α_1 и φ , для обоих вариантов совпадали, а угол α_2 у корпуса варианта 2 оказался больше на 5° , что привело к локальному отрыву в верхней части диска винта. Картина

распределения осевой скорости (рис. 22) показывает, что увеличение угла схода ватерлиний в районе расположения гребного винта ведет к локальному отрыву потока, хотя для данного судна зона отрыва невелика, т.е. наблюдается его начальная стадия.

Проверка перечисленных критериев приведена в сводной табл. 8, из которой ясно, что при построении чертежа кормовой оконечности судна с большой полнотой обводов $C_B \geq 0,800$ следует придерживаться указанных значений рассмотренных параметров: $\tau \leq 0,35$; $\alpha_1 \leq 18^\circ$; $\alpha_2 \leq 32^\circ$. Несмотря на то, что увеличение полноты обводов осложняет заострение углов схода ватерлиний в кормовой оконечности, при проектировании следует стремиться к рекомендованным значениям.

При соблюдении указанных в табл. 8 условий можно рассчитывать на минимизацию вероятности появления отрывного течения в районе гребного

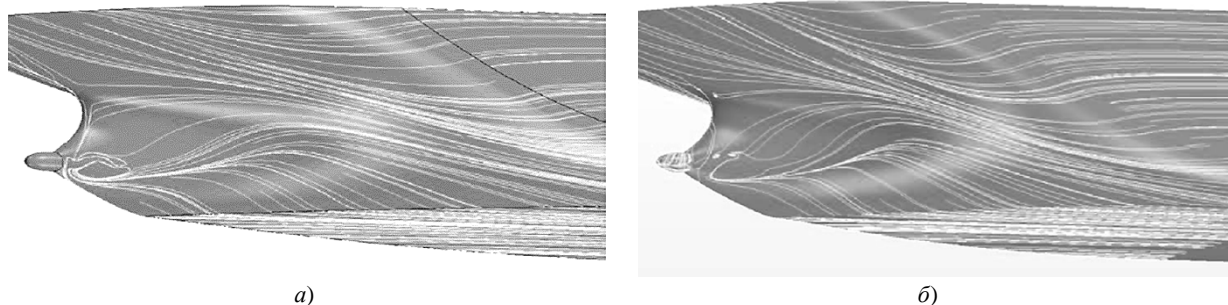


Рис. 23. Сопоставление расчетных линий тока для двух вариантов полноты корпуса (расчеты Д.В. Багаева): а) $C_B = 0,846$; б) $C_B = 0,872$

Fig. 23. Flow calculation results obtained by D. Bagaev for two block coefficients: а) $C_B = 0.846$; б) $C_B = 0.872$

винта. При этом необходимо осознавать, что при полноте $C_B \geq 0,800$ и малом удлинении корпуса $L/B \leq 7,0$ неизбежно наличие вихреобразования и существенной неоднородности поля скоростей в месте расположения гребного винта.

Приведенные критерии предназначены для оценок наличия отрыва на ранних стадиях проектирования. Однако проектирование одновального судна с повышенной полнотой обводов является сложной инженерной задачей и требует тщательной отработки формы обводов корпуса. Вот почему в арсенал гидродинамиков в настоящее время входят современные расчетные компьютерные методы, причем необходимость прогнозирования наличия отрыва требует применения методов достаточно высокого уровня.

Представляется рациональным использовать эти методы уже на стадии создания чертежей. В этом случае появляется возможность с минимальными материальными затратами рассмотреть различные варианты формы обводов корпуса и заранее, до стадии экспериментального исследования, исключить или минимизировать отрывные явления, в частности, при обтекании кормовой оконечности судна. В качестве успешного применения расчетов на рис. 23 представлены результаты расчетов линий тока для двух вариантов навалочника-контейнеровоза [9], где для более полного судна ясно видно сильное искривление линий тока при подходе к отрывной зоне в верхней части диска винта.

Заключение

Conclusion

Стремление судовладельцев к увеличению вместимости судов способствует применению судов с большим коэффициентом общей полноты. Однако, учитывая современные тенденции регулирования выбросов парниковых газов, при увеличении полноты судна необходимо следить за тем, чтобы скорость полного хода находилась в пределах доволнового числа F_n (не выше 0,14–0,15).

Одновременно необходимо при модельной и расчетной отработке обводов корпуса добиваться в максимально возможной степени исключения отрыва потока в кормовой оконечности, который приводит к росту примерно на 5 % величины полного сопротивления корпуса. При этом некоторое увеличение коэффициента влияния корпуса за счет роста коэффициента попутного потока при

наличии отрыва не компенсирует потерь от увеличения сопротивления и снижения КПД гребного винта.

Данные испытаний показывают, что по сравнению с вариантом V-образных обводов применение гондольно-батовских обводов приводит к некоторому снижению сопротивления воды движению корпуса при частичном снижении коэффициента влияния корпуса, т.к. для гондольно-батовских обводов отрывные явления носят характер вихревых трехмерных отрывов. Одновременно применение гондольно-батовских обводов позволяет существенно улучшить характеристики натекающего на гребной винт потока, что имеет преимущества по давлениям и вибрациям, индуцированным гребным винтом на корпусе.

Рассмотренные результаты исследований одновальных судов с большим коэффициентом общей полноты позволили определить значения геометрических параметров кормовой оконечности корпуса, позволяющих рассчитывать на минимизацию зоны отрыва в районе расположения гребного винта. Указанные данные могут служить ограничителями при первичном выборе главных размерений корпуса и на стадии эскизного проектирования судна.

Для прецизионной отработки обводов необходимо применение компьютерных методов достаточно высокого уровня и проведение модельного эксперимента.

Список использованной литературы

1. Investigation of Tanker's Hull with very High Block Coefficient / G.V. Egorov, I.A. Ilnytsky, S.N. Baskakov, B.N. Stankov // Proceedings of the PRADS2013, CECO, Changwon City, Korea. P. 409–415.
2. Егоров Г.В. О возможности создания судна смешанного река-море плавания с предельно высоким коэффициентом общей полноты // Труды Крыловского государственного научного центра. 2013. Вып. 75(359). С. 6–14.
3. Егоров Г.В., Егоров А.Г. Основные принципы проектирования судов смешанного река-море плавания // Судостроение и морская инфраструктура. 2014. № 2(2). С. 48–62.
4. Штумпф В.М. Практические пути совершенствования формы обводов перспективных транспортных судов // Проблемы прикладной гидромеханики судна. Ленинград: Судостроение, 1975. С. 32–53.
5. Исследование гидродинамических характеристик серии полно-коротких судов: отчет / ЦНИИ

- им. А.Н. Крылова ; исполн.: Галушина М.В., Каневский Г.И., Штумпф В.М. Санкт-Петербург, 1994.
6. *Шпаков В.С.* Физические особенности и закономерности, определяющие кинематические характеристики потока в диске гребного винта // Проблемы прикладной гидродинамики судна. Ленинград : Судостроение, 1975. С. 248–272.
 7. *Kristensen H.O.H., Lutzen M.* Existing design trends for tankers and bulk carriers – Design changes for improvement of the EEDI in future // 11th International Marine Design Conference (IMDC 2012) : Proceedings. Glasgow : University of Strathclyde, 2012. Vol. 3. P. 379–394.
 8. *Hadler J.B., Cheng H.M.* Analysis of experimental wake data in a way of propeller plane of single and twin-screw ship models // Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers. 1965. Vol. 73. P. 287–414.
 9. Разработка концептуального проекта универсального навалочника-контейнеровоза дедвейтом 70 тыс. тонн, отвечающего унифицированным требованиям МАКО. Проведение модельных испытаний навалочника-контейнеровоза : отчет / Крыловский гос. науч. центр ; рук. Сверчков А.В. Санкт-Петербург, 2013. № 47485.
 10. *Кацман Ф.М., Пустошный А.Ф., Штумпф В.М.* Пропульсивные качества морских судов : (исследования и прогнозирование). Ленинград : Судостроение, 1972. 510 с.
 6. *Shpakov V.* Physical peculiarities and laws governing flow kinematics in the propeller plane // Challenges in applied marine hydromechanics. Leningrad : Sudostroyeniye, 1975. P. 248–272 (in Russian).
 7. *Kristensen H.O.H., Lutzen M.* Existing design trends for tankers and bulk carriers – Design changes for improvement of the EEDI in future // 11th International Marine Design Conference (IMDC 2012) : Proceedings. Glasgow : University of Strathclyde, 2012. Vol. 3. P. 379–394.
 8. *Hadler J.B., Cheng H.M.* Analysis of experimental wake data in a way of propeller plane of single and twin-screw ship models // Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers. 1965. Vol. 73. P. 287–414.
 9. Conceptual design of multi-purpose bulker / container ship (dwt 70,000 t) compliant with IACS Unified Requirements (UR). Model tests. Krylov State Research Centre Report No. 47485, 2013 (in Russian).
 10. *Katsman F., Pustoshny A., Shtumpf V.* Propulsion performance of sea-going ships. Leningrad : Sudostroyeniye, 1972. 512 p. (in Russian).

References

1. Investigation of Tanker's Hull with very High Block Coefficient / *G.V. Egorov, I.A. Ilytsky, S.N. Baskakov, B.N. Stankov* // Proceedings of the PRADS2013, CECO, Changwon City, Korea. P. 409–415.
2. *Yegorov G.* On feasibility of river-sea going vessel with maximum block coefficient // Transactions of Krylov State Research Centre, 2013, No. 75 (359). P. 6–14 (in Russian).
3. *Yegorov G., Yegorov A.* Main design principles for river-sea ships // Shipbuilding and Marine Infrastructure, 2014, No. 2(2). P. 48–62 (in Russian).
4. *Stumpf V.* Practical ways to improve hull lines of future carrier ships // Challenges in applied marine hydromechanics. Leningrad : Sudostroyeniye, 1975. P. 32–53 (in Russian).
5. Hydrodynamic study for a series of short ample ships. Report of Krylov Shipbuilding Research Institute / *M. Galushina, G. Kanevsky, V. Shtumpf*. St. Petersburg, 1994 (in Russian).

Сведения об авторах

Галушина Маргарита Валерьевна, старший научный сотрудник ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. E-mail: margo@smtu.ru. <https://orcid.org/0000-0002-4258-1486>.

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>.

Сверчков Андрей Владимирович, к.т.н., начальник сектора ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, д. 44. Тел.: +7 (812) 748-63-26. E-mail: ksri@mail.ru. <https://orcid.org/0000-0002-9006-8812>.

About the authors

Margarita V. Galushina, Senior Researcher of Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoe sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. E-mail: margo@smtu.ru. <https://orcid.org/0000-0002-4258-1486>.

Alexander V. Pustoshny, Dr. Sci. (Eng.), Corresponded member of Russian Academy of Science, Principal research scientist – consultant, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoe 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 V. Sverchkov, Cand. Sci. (Eng.), Head of Sector of Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoe sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: +7 (812) 748-63-26. E-mail: ksri@mail.ru. <https://orcid.org/0000-0002-9006-8812>.

Поступила / Received: 25.11.23

Принята в печать / Accepted: 01.03.24

© Галушина М.В., Пустошный А.В., Сверчков А.В., 2024

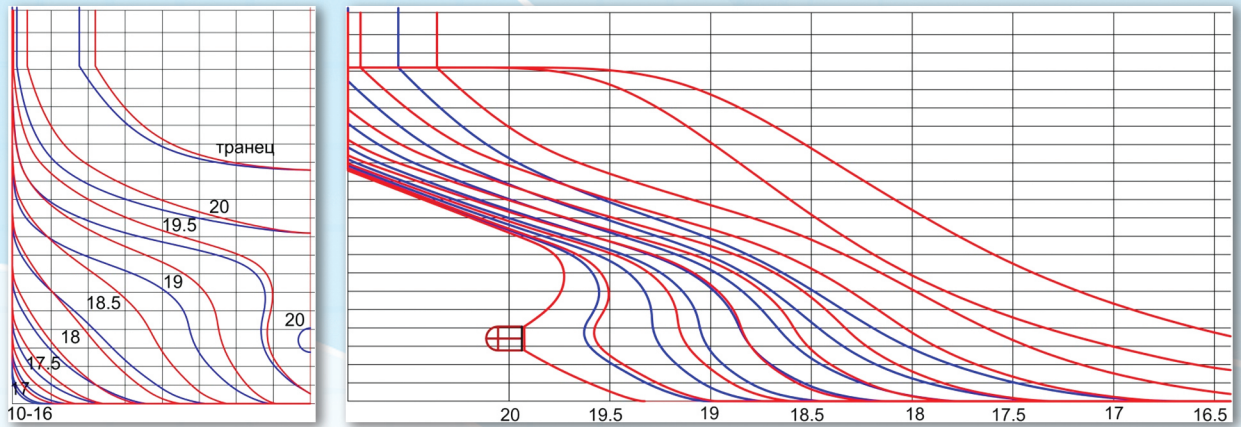


Рис. 12. Сопоставление обводов корпуса с $C_B = 0,872$ (синие линии) и $C_B = 0,846$ (красные линии)
Fig. 12. Hull lines: $C_B = 0.872$ (blue) vs $C_B = 0.846$ (red)

Рис. 13. Сопоставление распределения осевой составляющей скорости для двух вариантов полноты корпуса:
 а) $C_B = 0,846$; б) $C_B = 0,872$
Fig. 13. Axial velocity field for two variants of block coefficient:
 а) $C_B = 0.846$; б) $C_B = 0.872$

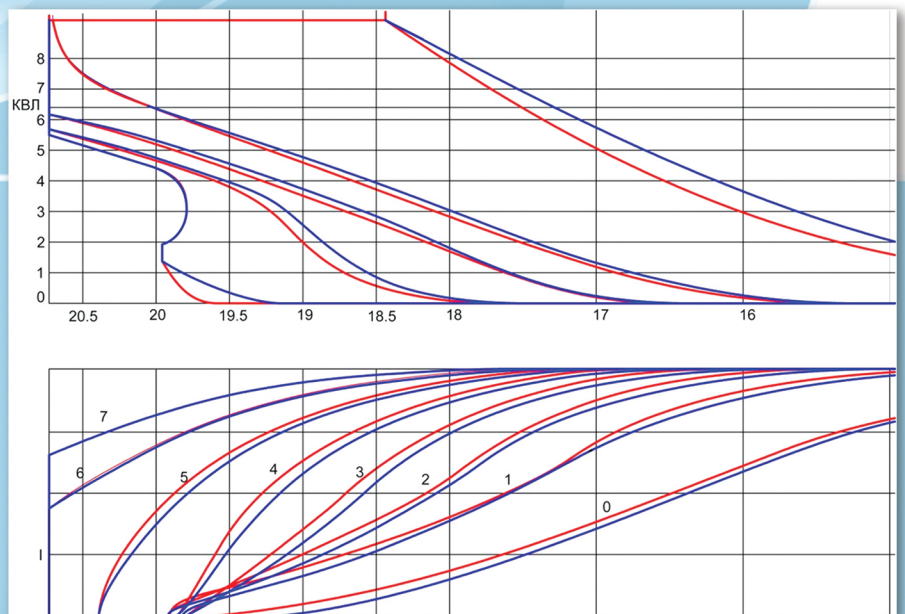
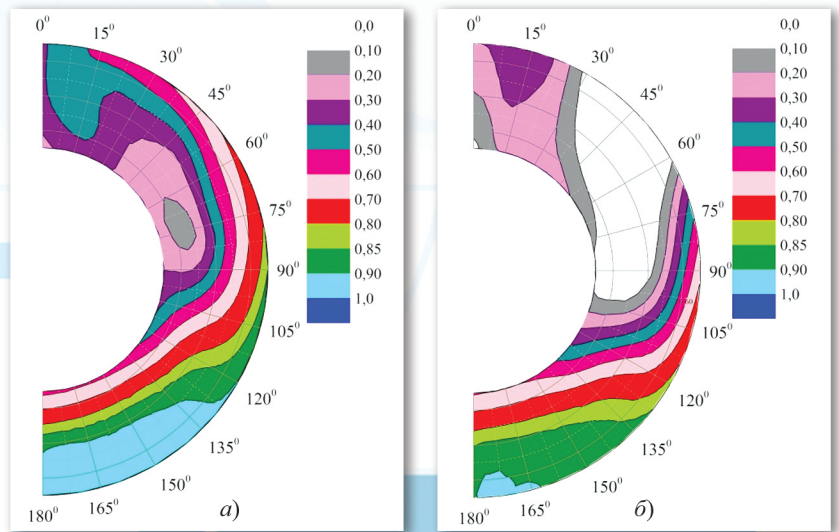


Рис. 16. Сопоставление корпусов моделей В (красные линии) и С (синие линии)
Fig. 16. Comparison of hulls: Model B (red) vs Model C (blue)

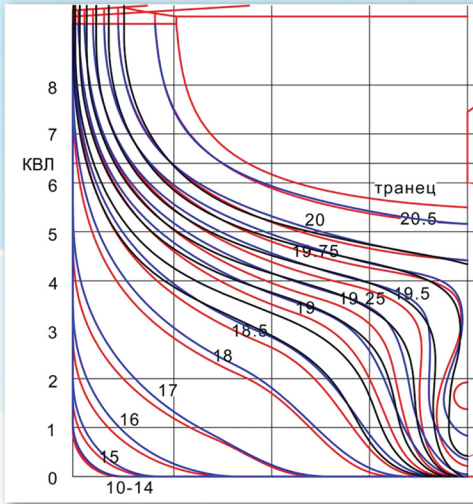


Рис. 17. Сопоставление корпусов моделей А (черные линии), В (красные линии), С (синие линии)

Fig. 17. Comparison of hulls: Model A (black), Model B (red), Model C (blue)

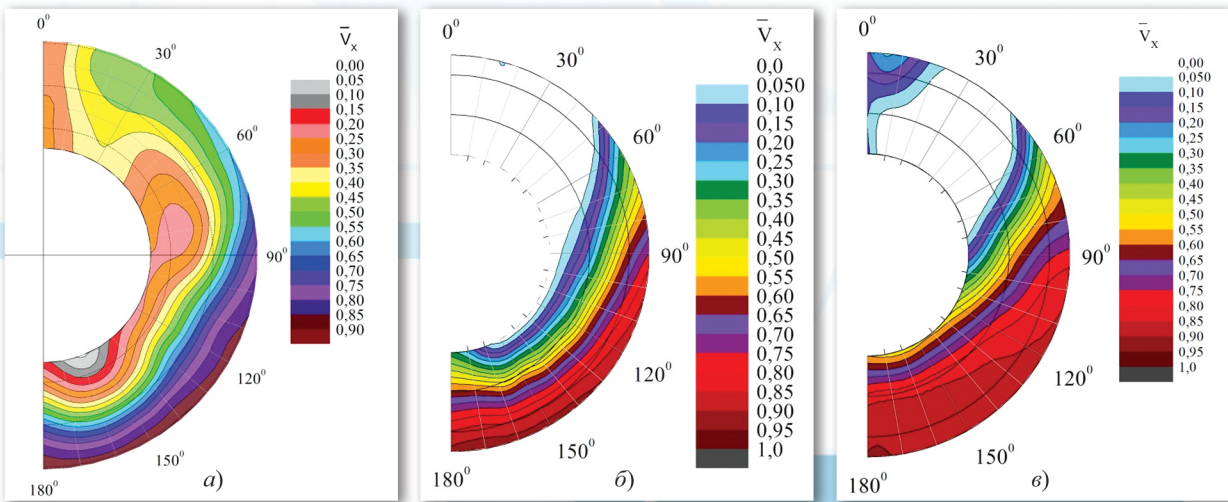


Рис. 18. Сопоставление распределения осевой составляющей скорости в плоскости диска гребного винта: а) модель А; б) модель В; в) модель С

Fig. 18. Axial velocity field in the propeller plane: a) Model A; b) Model B; c) Model C

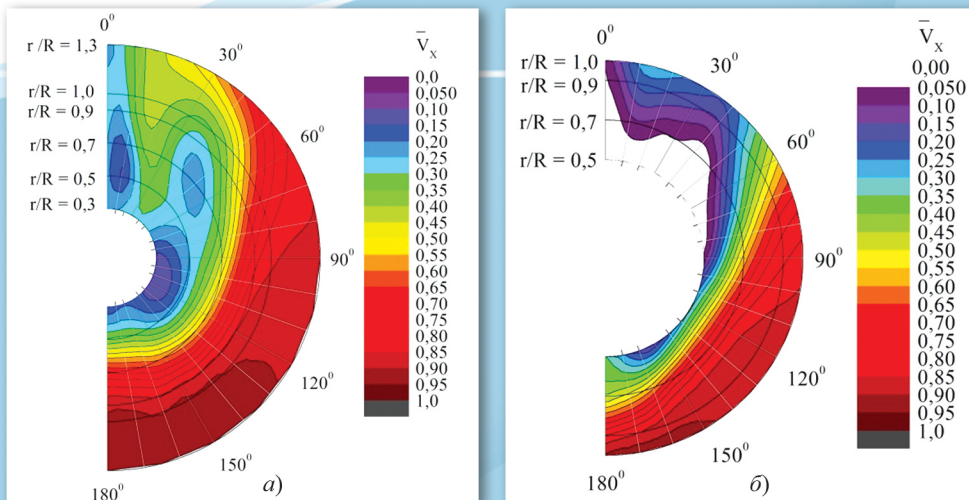


Рис. 22. Сопоставление распределения осевой составляющей скорости моделей с равной полнотой обводов $C_B = 0,800$ и различным оформлением кормового сбега: а) $a_2 = 30^\circ$; б) $a_2 = 35^\circ$

Fig. 22. Axial velocity fields for models with equal block coefficient ($C_B = 0.800$) but different stern slogs: a) $a_2 = 30^\circ$; b) $a_2 = 35^\circ$