



СОДЕРЖАНИЕ

Статьи

<i>Семенова В.Ю., Тан Хтун Аунг.</i> Определение амплитуд качки судна в условиях мелководья на основании трехмерной теории.....	4
<i>Бестужева А.Н.</i> Пространственная задача о волновых движениях жидкости вокруг конуса.....	14
<i>Сухоруков А.Л.</i> Об использовании амортизирующих и демпфирующих устройств при подъеме груза с большой глубины в условиях волнения моря.....	22
<i>Вексляр В.Я.</i> Отработка обводов подводных объектов с использованием компьютерных технологий проектирования для улучшения их гидродинамических характеристик.....	48
<i>Егоров С.К.</i> Исследование влияния удлинения корпуса на ходовые качества торпед и подводных аппаратов.....	58
<i>Лев И.Г., Виноградов Н.И., Нисневич М.З.</i> Об определении коэффициентов гидродинамического сопротивления и оценке характеристик вибрации плохообтекаемых гибких связей по данным морских испытаний.....	68
<i>Байтуганов М.В., Курносов А.А., Рудко А.А.</i> Формирование тактических решений по комплексному применению разнородных средств с учетом гидроакустической совместимости	85

Конференции

Решение X Всероссийской конференции «Прикладные технологии гидроакустики и гидрофизики» (ГА-2010).....	92
--	----

Из истории науки

100 лет со дня рождения И.П.Гинзбурга (<i>Акимов Г.А., Максимов В.В.</i>).....	96
--	----

Поздравляем!	102
---------------------------	-----

Хроника	104
----------------------	-----

Правила представления материалов в редакцию.....	109
--	-----

CONTENTS

Articles

- Semenova V.U., Than Htun Aung.* The Determination of the Ship Motion Amplitudes in Shallow Water by Means of the Three-Dimensional Theory..... 4

This paper describes the solution of the problem of the ship motions in regular waves in shallow water by means of the three-dimensional source technique. The unknown velocity potentials are represented with the help of the Green function of three-dimensional pulsating source. Results of the computations of surge, sway, heave, roll, pitch and yaw amplitudes for different depth parameter h/T are presented. Finally, the considerable influence of the shallow water effect on the amplitudes of different motion modes is graphically illustrated and discussed.

Key words: ship motions, shallow water, pulsating source, Green-function, amplitudes, depth of water.

- Bestuzheva A.N.* 3D-Problem of Wave Motion in a Fluid Around a Cone..... 14

Stationary wave motion of an ideal non-compressible fluid in a domain limited by a free surface and an infinite cone with the vertex on a free surface is considered. Wave motion is caused by the bottom movement. The problem is set for the velocity potential within the framework of the linear dispersion theory. By means of integral transforms the solution of the problem is reduced to a functional equation which has a solution in the particular cases. In assumption of smallness of angle between liquid free surface and cone surface analytic solution of the problem which contains dependencies from inclination angle is made.

Key words: linear dispersion theory, waves, ideal fluid, cone.

- Sukhorukov A.L.* On the Use of Shock-Absorbing and Damping Devices for Lifting Loads from Deep Waters under Various Sea States..... 22

Nowadays there is a tendency to development of ever deeper oil and gas fields due to depletion of hydrocarbon reserves onshore. Thus lots of lifting operations have to be carried out during infrastructural development of such fields. The present work, on the basis of Fourier finite integral transformation method, gives solution to the problem of lifting loads from deep waters taking into consideration wave and dissipating processes in lifting ropes. To reduce forces additional shock-absorbing and damping devices are introduced into the system. The effect of these devices on maximum forces realized in the system during the process of load lifting is currently being analysed.

Key words: load lifting, sea state, rope, wave process, shock-absorber, damper, integral transformations.

- Vekslyar V.Ya.* Underwater Object Outline Working-off Using Computer Design Technologies in Order to Improve Their Hydrodynamical Characteristics.... 48

Algorithm is given for development of underwater object outer architecture when design computer technologies are used based on hydrodynamic and hydroacoustic criteria for outline quality evaluation when prototype is not available. Methodology of primary design process of outline shape with choice of the qualifiers is described. Geometrical and mathematical models are developed on the basis of these qualifiers. These models assist in calculation of architectural surfaces being initial information in application programs of hydrodynamics and hydroacoustics, the main purpose is to solve variational design problems.

Key words: underwater object, propulsor, hydrodynamics, hydroacoustic, mathematical model.

<i>Egorov S.K.</i> Investigation of the Effect of Body of Revolution Lengthening on the Propulsion Performance of Torpedoes and Underwater Vehicles.....	58
--	----

The theoretical and numerical research of body of revolution lengthening effect on required power, conditioned by its drag coefficient and drag area, at constant velocity and the constant efficient volume are represented.

Key words: propulsion, the body of revolution, lengthening, specific volume of the power complex.

<i>Lev I.G., Vinogradov N.I., Nisnevich M.Z.</i> On Definition of Hydrodynamic Resistance Factors and Estimation of Vibration Characteristics of Bluff Cables According to Sea Tests.....	68
---	----

Results of data processing of sea tests of bluff cables are described. Approximation of hydrodynamic functions of loading according to aerodynamic tests is specified and values of hydrodynamic factors for straight-line 3-strands and 6-strands steel cables according to tests in water are defined at critical angles of attack. For the cables bent in a stream the empirical formulas are received, allowing to define factors of normal resistance depending on a combination of set tow-parameters. According to tension and configuration of flexible cables in a stream it is offered then to estimate some characteristics of hydroelastic vibration.

Key words: bluff cable, critical angles of attack, cable bent in a stream, set tow-parameters, hydroelastic vibration.

<i>Baituganov M.W., Kurnosov A.A., Rudko A.A.</i> Tactical Solutions Forming of Dissimilar Tools Complex Application Taking into Account Hydroacoustical Compatibility.....	85
---	----

Basic concepts and maintenance methods of hydroacoustic compatibility of dissimilar systems and tools that are placed on one carrier and are functionally united to solve various problems are outlined. Situational approach is suggested to control the complicated underwater object in dynamically changing signal clutter situations.

Key words: hydroacoustic compatibility, complex application, situated management, signal clutter situation.

УДК 629.5.015.2:681.3.06.016

© И.Г.Лев, Н.И.Виноградов, М.З.Нисневич

ОАО «Концерн «Морское подводное оружие – Гидроприбор», Санкт-Петербург
barslev@yandex.ru

ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ КОЭФФИЦИЕНТОВ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ И ОЦЕНКЕ ХАРАКТЕРИСТИК ВИБРАЦИИ ПЛОХООБТЕКАЕМЫХ ГИБКИХ СВЯЗЕЙ ПО ДАННЫМ МОРСКИХ ИСПЫТАНИЙ

Описаны результаты обработки данных морских испытаний плохообтекаемых гибких связей. Уточнена аппроксимация гидродинамических функций нагрузки по данным аэродинамических испытаний и определены значения гидродинамических коэффициентов для прямых 3-рядных и 6-рядных стальных тросов по данным испытаний в воде при критических углах атаки. Для искривленных в потоке тросов получены эмпирические формулы, позволяющие определять коэффициенты нормального сопротивления в зависимости от сочетания задаваемых параметров буксировки. По данным о натяжении и конфигурации гибкой связи в потоке предлагается затем производить оценку ряда характеристик гидроупругой вибрации.

Ключевые слова: плохообтекаемая гибкая связь; критический угол атаки; гибкая связь, искривленная в потоке; задаваемые параметры буксировки; гидроупругая вибрация.

Вопрос о гидродинамических характеристиках гибких связей (ГС) интересовал разработчиков привязных подводных систем (ППС) еще на заре их развития. Так, решением задачи о равновесии шаровой мины на течении занимался акад. А.Н. Крылов в начале прошлого столетия [1].

В книге [2] приведены выражения функций гидродинамической нагрузки и коэффициенты для плохообтекаемых ГС типа канатов и грузонесущих кабелей, предложенные с 1950 по 1990 гг. для использования при гидродинамических расчетах статики и динамики ППС. Тем не менее до настоящего времени некоторые вопросы этой темы не нашли своего разрешения. В частности, на момент выхода книги [2] в 2000 г. признавалось, что отмеченные в экспериментах высокие значения коэффициента лобового сопротивления ГС вызваны, в первую очередь, интенсивной гидроупругой вибрацией; при этом отмечалось, что количественная связь гидродинамического сопротивления плохообтекаемых ГС с уровнем их вибрации в потоке и формой обводов (конструкции свивки ГС) изучена слабо. Несмотря на проведенные многочисленные натурные и лабораторные эксперименты в нашей стране и за рубежом, до сих пор не вполне ясен вопрос о правильном назначении величины гидродинамических коэффициентов в тех или иных обстоятельствах использования ППС. Также требуется наиболее правдоподобное описание аналитических зависимостей от углов атаки α коэффициентов нормальной C_n и касательной C_t составляющих гидродинамического сопротивления ГС в натурных условиях.

Ниже описаны процедура и результаты уточнения коэффициентов и аппроксимации функций гидродинамической нагрузки, действующей на плохообтекаемые ГС, а также методика оценки ряда параметров гидроупругой вибрации, вызванной образованием кармановской вихревой дорожки в кильватерном следе ГС.

Уравнения пространственного равновесия ГС при установившемся прямолинейном движении

Рассмотрим ГС при установившемся прямолинейном движении относительно водной среды. Задний по ходу конец ГС будем называть ходовым, а передний – коренным. Для описания пространственного расположения точек осевой линии ГС удобно воспользоваться поточно-земной системой координат $O\xi\eta\zeta$ (с началом на ходовом конце), в которой горизонтальная ось $O\xi$ направлена по вектору скорости движения \vec{V} , ось $O\eta$ – вертикально вверх, а горизонтальная ось $O\zeta$ дополняет правую тройку ортогональных осей. Расположение локальной точки относительно начала координат характеризует также длина дуги осевой линии s .

Силовую нагрузку, действующую на элементарный отрезок продольной осевой линии ГС, удобно отражать в полусвязанной системе $O_\tau tnb$ с началом в центре элементарного отрезка O_τ , в которой ось $O_\tau t$ направлена по касательной к осевой линии в сторону коренного конца ГС, $O_\tau n$ – по нормали к осевой линии в плоскости, образуемой векторами касательной $\vec{\tau}$ и скорости \vec{V} , $O_\tau b$ дополняет правую тройку осей.

Тогда система обыкновенных дифференциальных уравнений пространственного равновесия ГС при установившемся прямолинейном движении может быть представлена в виде [2]:

$$\begin{aligned} \frac{dT}{ds} &= C\tau(\alpha)q + p \cos\varphi \sin\alpha, \\ T \frac{d\alpha}{ds} &= -Cn(\alpha)q + p \cos\varphi \cos\alpha, \\ T \sin\alpha \frac{d\varphi}{ds} &= -Cb(\alpha)q - p \sin\varphi, \\ \frac{d\xi}{ds} &= \cos\alpha, \quad \frac{d\eta}{ds} = \cos\varphi \sin\alpha, \quad \frac{d\zeta}{ds} = \sin\varphi \sin\alpha, \end{aligned} \quad (1)$$

где T – натяжение ГС; α – угол буксировки (угол атаки) – угол между векторами скорости движения \vec{V} и касательной к оси ГС $\vec{\tau}$; φ – угол бокового наклона – угол наклона плоскости, содержащей вектора \vec{V} и $\vec{\tau}$ относительно вертикали; $C\tau(\alpha)$, $Cn(\alpha)$, $Cb(\alpha)$ – коэффициенты составляющих гидродинамической нагрузки в проекциях на полусвязанные оси координат в зависимости от угла атаки; $q = \rho V^2 d / 2$ – модуль гидродинамической нагрузки, отнесенный к единице длины ГС; V – скорость буксировки; d – характерный линейный размер, к которому отнесены гидродинамические коэффициенты; $p = (G - W)$ – «вес в воде» единицы длины ГС, традиционно принимаемый с положительным знаком, если вес превышает водоизмещение; G, W – соответственно значения силы веса и силы водоизмещения единицы длины ГС.

В дальнейшем рассматриваются симметричные ГС, поэтому в уравнениях (1) принято $Cb(\alpha) = 0$. При расположении ГС в горизонтальной плоскости необходимо принять $\varphi = \pi/2$, а при расположении ГС в вертикальной плоскости – $\varphi = 0$.

Проверка известных аппроксимаций функций гидродинамической нагрузки, действующей на плохообтекаемые ГС [3]

Рядом отечественных и зарубежных авторов предложены различные аналитические выражения гидродинамических коэффициентов $Cn(\alpha)$ и $C\tau(\alpha)$ для плохообтекаемых ГС как суммы тригонометрических функций от угла атаки (составляющие суммы, табл.1, 2).

Ковалев М.А. [4] и Чубраев В.А. [2] предложили свои аппроксимации на основе обработки данных аэродинамических продувок жестких моделей тросов. При этом предполагалось, что эти зависимости и значения соответствующих коэффициентов верны и для морских условий.

Егоров В.И. [5] предложил свой вариант аппроксимации из теоретических представлений, что нормальная и касательная составляющие нагрузки независимы и пропорциональны квадратам соответствующих составляющих скорости набегающего потока.

Горшков А.С. [6] предложил аппроксимацию из разложения общей нагрузки на две составляющие – сопротивление формы, направленное по нормали к оси ГС и пропорциональное квадрату нормальной составляющей скорости, и сопротивление трения, направленное вдоль скорости набегающего потока и пропорциональное ее квадрату.

Таблица 1

Функции касательной гидродинамической нагрузки $C_t / C_{t0} = F(\alpha)$

Автор аппроксимации	Принятый коэффициент C_{t0}	Коэффициенты составляющих функции $F(\alpha)$			
		$\cos^2\alpha$	$\cos\alpha$	$\sin^3\alpha \cos\alpha$	1
М.А.Ковалев (1940)	0.02	1	-	10	-
В.А.Чубраев (1952)	0.015	1	-	16.67	-
В.И.Егоров (1981)	0.022	1	-	-	-
А.С.Горшков (1969)	0.03	-	1	-	-
Л.Поуд (L.Pode) (1950)	0.01...0.3	-	-	-	1

Постоянные коэффициенты, входящие в выражения гидродинамических зависимостей двух последних авторов, задавались на основе данных лабораторных и натурных испытаний.

Таблица 2

Функции нормальной гидродинамической нагрузки $C_n / C_{n90} = G(\alpha)$

Автор аппроксимации	Принятый коэффициент C_{n90}	Коэффициенты составляющих функции $G(\alpha)$				
		$\sin^2\alpha$	$\sin\alpha$	$\sin^4\alpha$	$\sin\alpha \cos\alpha$	$(\sin\alpha \cos\alpha)^2$
М.А.Ковалев(1940)	0.8	1	-	0.25	0.025	-
В.А.Чубраев(1952)	1.2	1	-	-	0.015	-0.25
В.И.Егоров(1981)	1.8	1	-	-	-	-
А.С.Горшков(1969)	1.164	1	0.0309	-	-	-
Л.Поуд (L. Pode) (1950)	1.2...1.8	1	-	-	-	-

В отечественной практике при гидродинамических расчетах плохообтекаемых ГС обычно используются аппроксимации Егорова В.И., Чубраева В.А. и реже - Горшкова А.С. Зарубежные авторы используют в основном аппроксимацию Л.Поуда [7, 8], предложенную им на основе испытаний тросов в Тейлоровском бассейне.

Интересно сравнить применение вышеуказанных аппроксимаций к обработке одной и той же базы экспериментальных данных по буксировке в воде натуральных тросов. В качестве таковой нами использованы результаты испытаний отрезков стальных канатов при их буксировке за один конец (свободная буксировка каната) для определения нормальной и касательной составляющих гидродинамической нагрузки. Представляется, что в этом случае образцы сохраняют прямолинейную форму и располагаются под так называемым «критическим углом атаки», изменяющимся с изменением скорости буксировки.

В теории равновесия ППС критическим углом буксировки (атаки) по «весу в воде» [2] именуется угол наклона однородной ГС в вертикальной плоскости (по отношению к

оси, направленной против вектора скорости набегающего потока), к которому асимптотически стремится ГС с возрастанием длины при любых начальных условиях. Величина критического угла буксировки α_{krit} определяется из условия равновесия проекций гидродинамической и весовой нагрузки на нормаль к продольной оси ГС, иначе из решения уравнения:

$$Cn(\alpha_{krit}) - k \cos \alpha_{krit} = 0, \quad (2)$$

получаемого из второго уравнения системы (1), где положили $\frac{d\alpha}{ds} = 0$, $k = \frac{p}{q}$ и $\varphi = 0$.

Одна часть экспериментальных данных при свободной буксировке тросов в области критических углов атаки от 10° до 30° получена в ЦНИИ «Гидроприбор» на морских испытаниях под руководством д.т.н. А.П.Беляева [2] (6-прядные канаты диаметром от 4.8 до 22 мм и длиной от 47 до 100 м). Другая часть данных при свободной буксировке в области критических углов атаки до 10° получена Л.Поудом в Тейлоровском гидродинамическом бассейне [7] (образцы 6-прядных канатов диаметром 1.6 и 3.2 мм, длиной 18 м).

В процессе буксировок измерялись угол наклона троса в потоке и натяжение на коренном конце в точке закрепления, по которым затем вычислялись искомые коэффициенты по формулам:

$$Cn(\alpha_{krit}) = k \cos \alpha_{krit}, \quad C\tau(\alpha_{krit}) = (T - pL \sin \alpha_{krit}) / q.$$

Экспериментальные данные из обоих источников достаточно хорошо согласуются между собой.

С помощью программы *EXCEL* производились расчеты и подбор действительных коэффициентов сопротивления $Cn90$ и $Ct0$ (при сохранении выражений функций нагрузки $F(\alpha)$ и $G(\alpha)$ предложенных авторами аппроксимаций, см.табл.1, 2), которые обеспечивают минимизацию квадратических отклонений между расчетными и экспериментальными точками для всех перечисленных аппроксимаций в пределах углов атаки до 30° . Результаты такого подбора коэффициентов и соответствующие им среднеквадратические отклонения (СКО) представлены в табл. 3.

Таблица 3

**Значения коэффициентов гидродинамического сопротивления
6-прядных стальных тросов при свободной буксировке под критическим углом атаки**

Автор аппроксимации	Коэффициент касательной гидродинамической нагрузки		Коэффициент нормальной гидродинамической нагрузки	
	$Ct0$	СКО	$Cn90$	СКО
М.А.Ковалев	0.0338	0.0068	2.25	0.0161
В.А.Чубраев	0.0306	0.0048	2.40	0.0020
В.И.Егоров	0.0340	0.0120	2.00	0.0156
А.С.Горшков	0.0355	0.0119	1.81	0.0169
Л.Поуд (L.Pode)	0.0360	0.0110	2.00	0.0156

Из сравнения табл.1-3 следует, что значения экспериментальных коэффициентов $Ct0$ и $Cn90$ при свободной буксировке тросов значительно отличаются от принятых авторами рассмотренных аппроксимаций. С другой стороны, минимальные СКО аппроксимации Чубраева В.А. свидетельствуют о более удачных, чем у других авторов, аналитических представлениях функций нагрузки $F(\alpha)$ и $G(\alpha)$.

На рис. 1, 2 представлено сравнение аналитических выражений $Cn(\alpha_{kr})$ и $Ct(\alpha_{kr})$ по В.А.Чубраеву и В.И.Егорову и экспериментальных зависимостей в диапазоне углов атаки до 30° , из которых следует, что нормальная функция практически одинаково отображается обеими аппроксимациями. С другой стороны, аналитические представления касательной составляющей нагрузки $Ct(\alpha_{kr})$ у обоих авторов менее удачны, причем расхождение аппроксимации В.И.Егорова с экспериментальными точками более значительно.

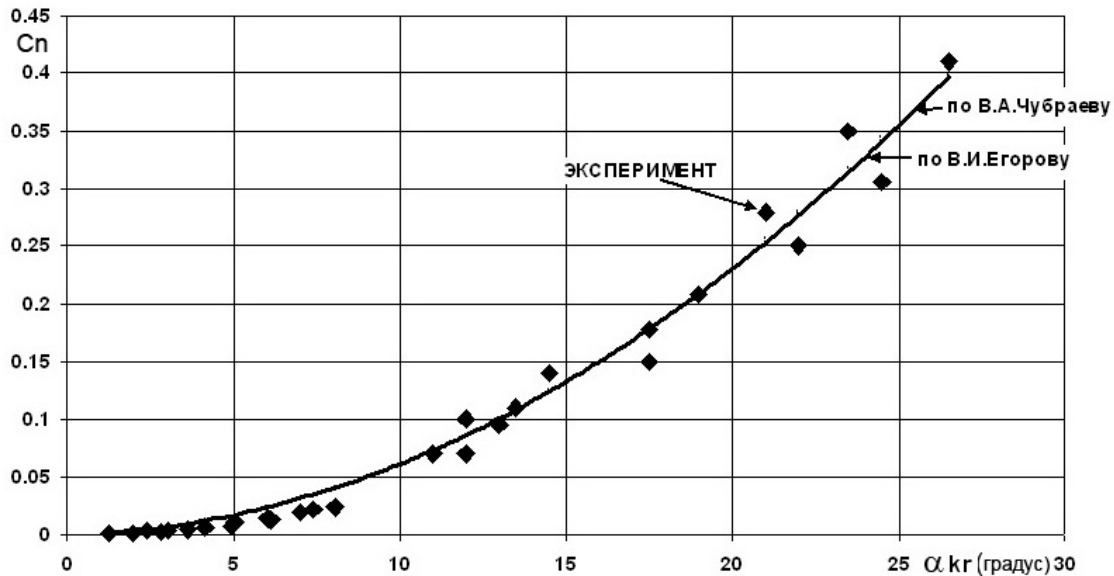


Рис. 1. Сравнение аналитических зависимостей $Cn(\alpha_{kr})$ для 6-рядного троса по В.А.Чубраеву ($Cn90 = 2.4$, СКО = 0.002) и В.И.Егорову ($Cn90 = 2.0$, СКО = 0.016) с экспериментальными данными ($\alpha_{kr} = \alpha_{krit}$).

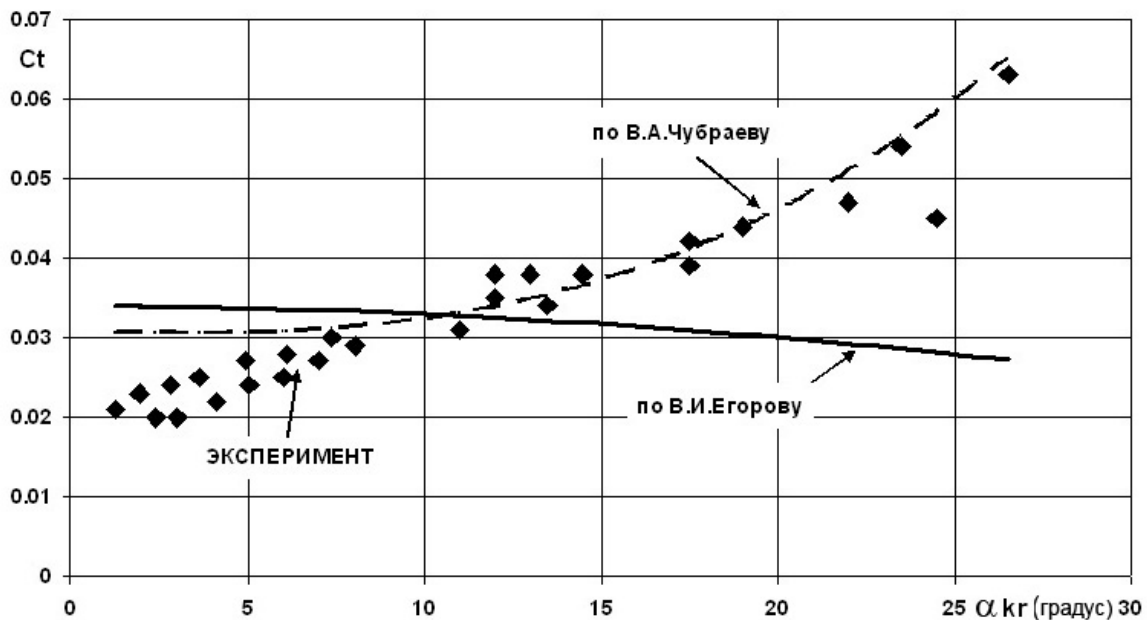


Рис. 2. Сравнение аналитических зависимостей $Ct(\alpha_{kr})$ для 6-рядного троса по В.А.Чубраеву ($Ct0 = 0.0306$, СКО = 0.005) и В.И.Егорову ($Ct0 = 2.0$, СКО = 0.034) с экспериментальными данными ($\alpha_{kr} = \alpha_{krit}$).

Уточненная аппроксимация функций гидродинамической нагрузки на плохообтекаемые ГС [3]

Уточнение аналитических зависимостей по данным продувок. С целью уточнения аналитических зависимостей коэффициентов нормальной $C_n(\alpha)$ и касательной $C_t(\alpha)$ составляющих сопротивления была произведена обработка одиннадцати графиков продувок моделей 3-, 6-, 8-, 12-прядных тросов и цилиндра в аэродинамической трубе [9]. Было выявлено, что расхождение между экспериментальными графиками моделей тросов одинаковой свивки имеет такой же порядок, как расхождение графиков моделей с различными формами поверхности, поэтому вид зависимости от угла атаки может быть принят одинаковым для всех моделей.

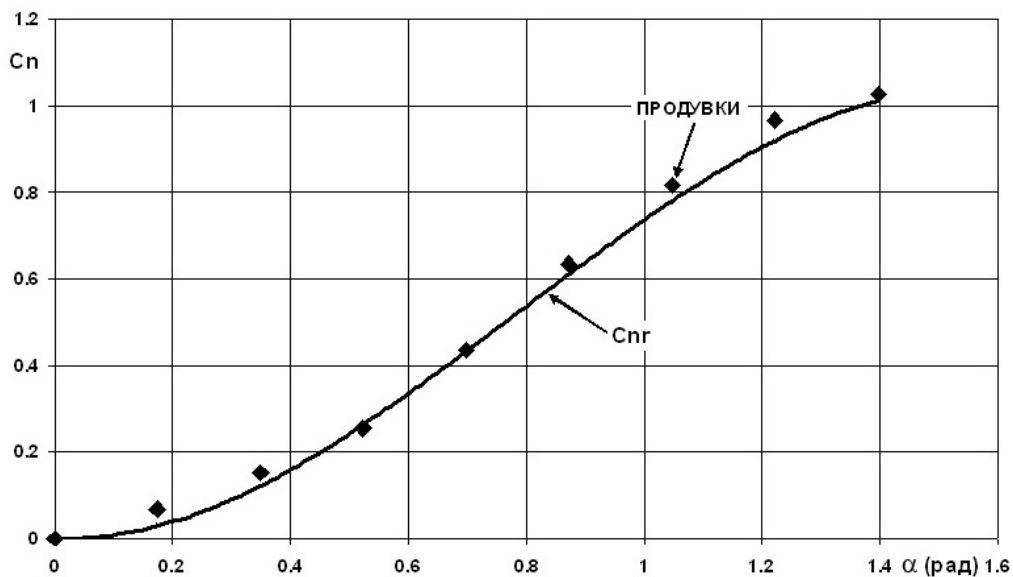


Рис. 3. Осредненные данные аэродинамических испытаний моделей и аппроксимирующая зависимость для нормальной составляющей сопротивления тросов, $C_{nr} = C_{n90} \sin^2 \alpha$, $C_{n90} = 1.042$, СКО = 0.026.

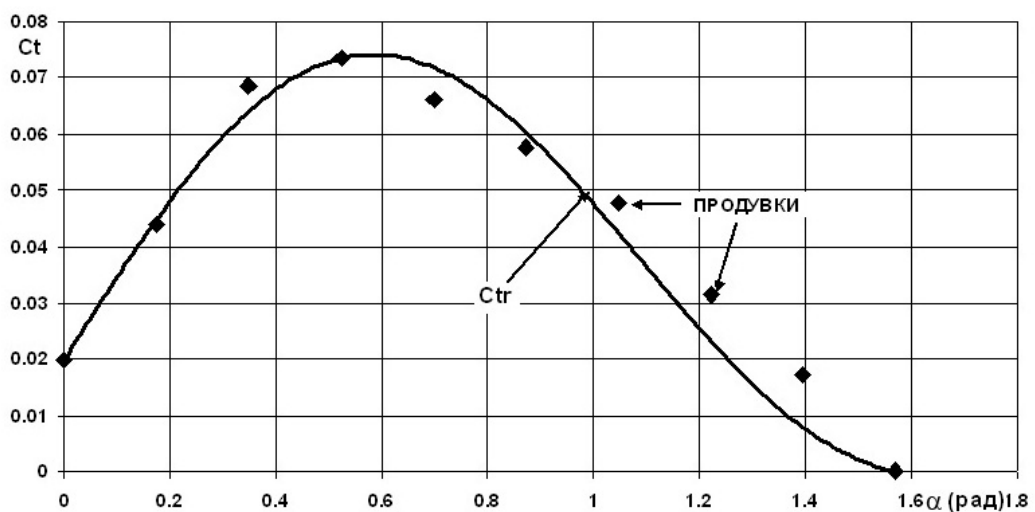


Рис. 4. Осредненные данные аэродинамических испытаний моделей и аппроксимирующая зависимость для касательной составляющей сопротивления тросов, $C_{tr} = C_{t0} \cos \alpha + C_{tA} \cos \alpha \sin^2 \alpha$, $C_{t0} = 0.0199$, $C_{tA} = 0.075$, СКО = 0.005.

Осредненные экспериментальные значения коэффициентов $C_n(\alpha)$ и $C_t(\alpha)$, а также функции $C_{nr}(\alpha)$ и $C_{tr}(\alpha)$, аппроксимирующие их с минимальными квадратическими погрешностями, представлены на рис. 3, 4. Как показали расчеты, нормальная составляющая сопротивления удовлетворительно описывается функцией в виде квадрата синуса угла атаки модели, умноженного на постоянный коэффициент C_{n90} при угле атаки 90° , что совпадает с аппроксимацией В.И.Егорова и Л.Поуда.

Касательная составляющая сопротивления отображается двучленной формулой в виде коэффициента C_{t0} при нулевом угле атаки, умноженного на косинус, и постоянного коэффициента C_{tA} , умноженного на косинус угла и синус двойного угла атаки модели.

Уточнение постоянных коэффициентов по данным испытаний в воде. При переходе к натурным условиям буксировки плохообтекаемых ГС следует ожидать, что найденные по данным испытаний в аэродинамической лаборатории аналитические зависимости и постоянные коэффициенты C_{n90} и C_{t0} вследствие разнообразных масштабных эффектов при переходе от жестких моделей к реальным гибким связям в водной среде могут измениться. Будем полагать, что формы аналитических зависимостей, найденных по данным продувок моделей, сохраняются и при буксировке натуральных тросов, однако, постоянные коэффициенты C_{n90} и C_{t0} требуют уточнения.

Применим этот подход к использованным выше данным [2, 7] по свободной буксировке 6-прядных тросов. Кроме того, используем материалы по свободной морской буксировке 3-прядных тросов и по натурным буксировкам прямых 3- и 6-прядных тросов при критических углах атаки в случае закрепления обоих концов. В последнем случае на ходовом конце ГС закреплялись специально подобранные углубитель и поддерживающий буй, которые обеспечивали совпадение начального и конечного углов буксировки. По измеренным значениям углов и разнице натяжений на коренном и ходовом концах определялись искомые коэффициенты [2]. В результате обработки указанных экспериментальных данных с помощью программы **EXCEL** уточненная аппроксимация гидродинамических характеристик плохообтекаемых ГС может быть представлена в виде:

$$\begin{aligned} C_n(\alpha) &= C_{n90}\sin^2\alpha, \\ C_t(\alpha) &= C_{n90}(0.008 + 0.026\sin 2\alpha)\cos\alpha. \end{aligned} \quad (3)$$

На рис. 5, 6 представлены графики гидродинамических характеристик 6-прядных тросов в соответствии с (3) и сравнение их с данными буксировок при критических углах атаки в гидродинамическом бассейне и в морских условиях.

Сравнив графики на рис.6 и 2, можно заключить, что предлагаемая уточненная аппроксимация $C_t(\alpha)$ обеспечивает значительное снижение погрешности расчетов, в рассматриваемой области критических углов атаки, чем использовавшиеся ранее.

Экспериментальные значения коэффициента C_{n90} при буксировке под критическими углами атаки, подобранные по формуле (3) с помощью программы **EXCEL** при минимизации квадратических отклонений для двух конструктивных типов стальных канатов с учетом доверительных интервалов по критерию Стьюдента [10], приведены в табл. 4.

Из сравнения значений коэффициента C_{n90} для 3-прядных и 6-прядных прямых тросов при различных вариантах крепления концов можно заключить, что доверительные интервалы для них не перекрывают друг друга при вероятности 95%. Таким образом, можно считать, что для 3-прядных тросов коэффициент нормального сопротивления следует принимать на 13...20 % меньше, чем для 6-прядного троса.

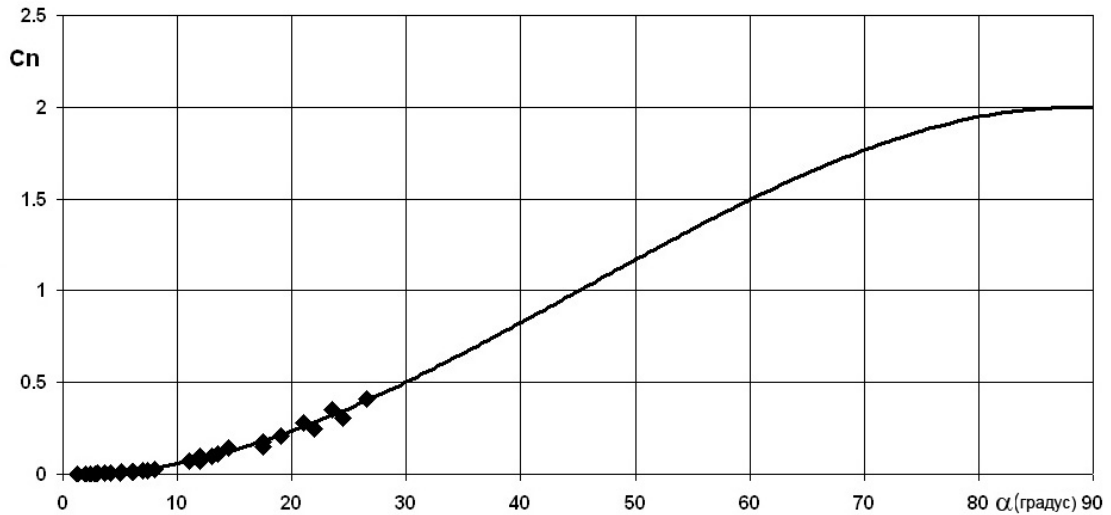


Рис. 5. Сравнение расчетной характеристики $C_n(\alpha)$ и экспериментальных точек по данным свободной буксировки 6-прядных тросов в воде при критических углах атаки (по уточненной аппроксимации: $C_n = C_{n90} \sin^2 \alpha$, $C_{n90} = 2.00$, СКО = 0.016 в диапазоне α от 2 до 28 градусов).

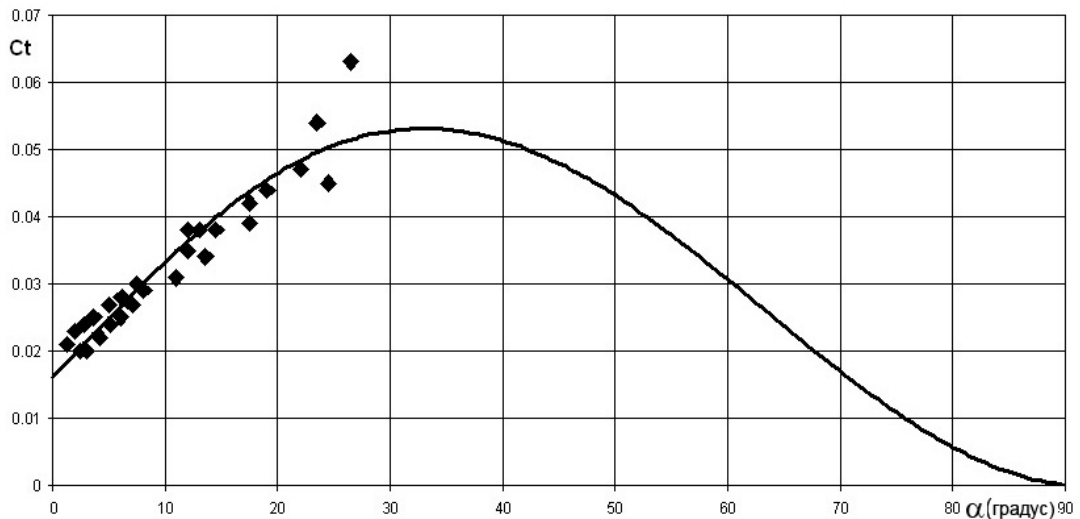


Рис. 6. Сравнение расчетной характеристики $C_t(\alpha)$ и экспериментальных точек по данным свободной буксировки 6-прядных тросов при критических углах атаки (по уточненной аппроксимации: $C_t = C_{n90} (0.008 + 0.026 \sin 2\alpha) \cos \alpha$, $C_{n90} = 2.00$, СКО = 0.0034 в диапазоне α от 2 до 28 градусов).

Таблица 4

Экспериментальные значения коэффициента C_{n90} по данным буксировок под критическими углами атаки

Конструкция ГС	Среднее значение коэффициента C_{n90} (СКО)	Доверительный интервал при надежности вывода 95%	Условия эксперимента
3-прядный стальной канат	1,75(0,0127)	$\pm 0,036$	Свободная буксировка ГС в море [2]
3-прядный стальной канат	1,95(0,023)	$\pm 0,064$	Буксировка под критическими углами атаки в море при закреплении двух концов ГС [2]
6-прядный стальной канат	2,0(0,020)	$\pm 0,033$	Свободная буксировка ГС в бассейне и в море [2, 7]
6-прядный стальной канат	2,45(0,056)	$\pm 0,130$	Буксировка под критическими углами атаки в море при закреплении двух концов ГС [2]

Разница в величине коэффициентов сопротивления одинаковых тросов, буксируемых под критическим углом атаки при свободной буксировке и при закреплении двух концов, по всей видимости, связана с различием форм колебаний при вибрации в потоке [2, 3, 11].

Применение уточненной аппроксимации гидродинамических характеристик для экспериментального определения коэффициентов искривленных в потоке тросов. Представляет интерес применить аппроксимацию гидродинамических характеристик (3) в более общем случае, когда ГС искривлена в плоскости набегающего потока по форме так называемой катенарной кривой [5] и углы атаки переменны по ее длине. В качестве экспериментального материала были использованы сохранившиеся данные буксировочных испытаний на Ладожском озере в 1961 г., которые проводились группой ЦНИИ «Гидроприбор» под руководством д-ра техн.наук А.П.Беляева [2].

Испытаниям подвергались два 3-рядных троса – диаметром 14.5 мм, длиной 108 м и диаметром 17 мм длиной 120 м (всего 18 вариантов буксировки), а также три 6-рядных троса диаметром 10.2 мм, длиной 120 м и 14 мм, длиной 120 и 200 м (всего 29 вариантов буксировки). Методика испытаний заключалась в том, что образцы стальных тросов буксировались в горизонтальной плоскости на глубине около 0.5 м между двумя катерами, движущимися параллельными курсами на постоянной скорости. Скорость буксировки и относительное расположение катеров изменялись от опыта к опыту. В ходе экспериментов измерялись начальное натяжение T_0 , начальный угол буксировки α_0 на ходовом конце троса (на заднем катере), боковой отвод ходового конца троса относительно коренного конца, закрепленного на переднем катере (координата ζ), а также скорость хода катеров V . Вариации этих параметров составили: по T_0 – в диапазоне от 155 до 885 кгс, по α_0 – в диапазоне от 12 до 78 градусов, по координате ζ – в диапазоне от 22 до 137 м, по V – в диапазоне от 1.8 до 3.3 м/с. Согласно проведенному анализу возможных ошибок измерений СКО составили: для V – 0.2 м/с, для T_0 – 6.7 кгс, для α_0 – 1.1°, для ζ – 2.2 м.

Расчеты по определению коэффициентов $Cn90$ искривленных в потоке тросов производились для каждого случая буксировки с помощью специально разработанной программы **CXbeldanO** на **ФОРТРАНЕ**, минимизирующей дисперсию относительных погрешностей по всем измеренным параметрам. Результаты расчетов $Cn90$, осредненные в пределах каждого массива данных, представлены в табл. 5.

Таблица 5

Значения коэффициента $Cn90$ по данным буксировок ГС, искривленных в потоке

Конструкция ГС	Среднее значение коэффициента $Cn90$ (СКО)	Доверительный интервал при надежности вывода 90 %	Условия эксперимента
3-рядный стальной канат	1.7 (0.371)	± 0.64	Буксировки тросов в горизонтальной плоскости двумя катерами
6-рядный стальной канат	2.0 (0.431)	± 0.74	

Сравнивая значения $Cn90$ для каждого вида тросов из табл. 5 с нижними значениями данных табл. 4, можно установить их близость, однако, при значительном (на порядок) возросшем СКО. Согласно табл. 5, средние значения коэффициента $Cn90$ для 3-рядных и 6-рядных тросов при такой буксировке разнятся между собой, но довери-

тельные интервалы этих значений перекрывают друг друга, что не дает возможности считать их различающимися между собой даже при вероятности 90 %.

Представляется, что такой разброс данных, в первую очередь, определяется разнообразием характера гидроупругой вибрации ГС, зависящей не только от типа конструкции троса, но и от конфигурации его в потоке и натяжения. Как известно [2], интенсивность и спектральный характер вибрации изменяется вдоль длины искривленной в потоке ГС, в связи с чем и сила гидродинамического сопротивления на локальных участках различна. Поэтому рассчитанные нами экспериментальные значения $Cn90$ в каждом случае являются средне-эффективными по длине, интегральными характеристиками.

Зависимость коэффициентов нормального сопротивления $Cn90$, искривленных в потоке ГС, от параметров буксировки

Для более подробного выяснения зависимости экспериментальных значений коэффициентов нормального сопротивления $Cn90$ от параметров буксировки использована методика множественного нелинейного регрессионного анализа [10].

Коэффициент $Cn90$ представим в виде:

$$Cn90 = Cx_0 + dCn90 \quad (4)$$

где величина $Cx_0 = 1.2$ соответствует коэффициенту лобового сопротивления неподвижного цилиндра, а добавочное сопротивление $dCn90$ определяется условиями буксировки ГС.

Предположив после корреляционного анализа и ряда проб, что величина $dCn90$ является квадратичной функцией безразмерных факторов, составленных из параметров, измеренных в процессе испытаний, остановились на трех соотношениях $X_1 = 1/\sin\alpha_0$, $X_2 = Lq/T_0$ и $X_3 = L/\zeta$, здесь L – длина ГС. В таком случае зависимость $dCn90$ от указанных факторов может быть представлена как:

$$dCn90 = a_0 + a_1X_1 + a_2X_2 + a_3X_3 + a_{12}X_1X_2 + a_{13}X_1X_3 + a_{23}X_2X_3 + a_{11}X_1^2 + a_{22}X_2^2 + a_{33}X_3^2. \quad (5)$$

Результаты определения регрессионных коэффициентов выражения (5) отдельно для 3-рядного и 6-рядного тросов представлены в табл. 6. Вычисления выполнялись с помощью функций *Корреляция* и *Регрессия* пакета *Анализ данных* программы *EXCEL*. Близость параметра R^2 (квадрата коэффициента множественной корреляции) к 1 характеризует точность предсказания опытных данных принятой математической моделью (при $R^2 > 0,95$ – «высокая точность аппроксимации» [12]).

Таблица 6

Коэффициенты эмпирических формул для вычисления $dCn90$ по данным буксировок ГС, искривленных в потоке

Конструкция ГС	Значения эмпирических коэффициентов										R^2
	a_0 (СКО)	a_1 (СКО)	a_2 (СКО)	a_3 (СКО)	a_{12} (СКО)	a_{13} (СКО)	a_{23} (СКО)	a_{11} (СКО)	a_{22} (СКО)	a_{33} (СКО)	
3-рядный стальной трос	2.090 (0.410)	-7.160 (1.011)	-2.460 (0.398)	5.072 (0.618)	2.168 (0.721)	-2.147 (1.017)	-1.642 (0.553)	1.985 (0.770)	0.640 (0.226)	0.615 (0.378)	0.994
6-рядный стальной трос	1.914 (0.224)	-3.954 (0.706)	-2.113 (0.561)	3.005 (0.587)	0.215 (0.782)	0.170 (0.654)	-0.324 (0.582)	0.146 (0.372)	0.424 (0.249)	-0.130 (0.276)	0.957

Приведенные в табл. 6 значения коэффициентов регрессии получены при изменении размерных и безразмерных факторов в процессе экспериментов в пределах, указанных в табл. 7.

На рис. 7 приведены гистограмма предсказанных значений и погрешностей определения $dCn90$ и общее СКО при обработке экспериментальных данных по морским буксировкам искривленных в потоке 6-прядных тросов, которые свидетельствуют о достаточно высоком качестве регрессионных формул. Значительное снижение СКО по сравнению с данными табл. 5 подтверждает тесную связь значений $Cn90$ с параметрами буксировок.

Таблица 7

Пределы изменения измеренных параметров буксировки и факторов X_1, X_2, X_3

Параметры и факторы	3-прядный трос		6-прядный трос	
	Минимальное значение	Максимальное значение	Минимальное значение	Максимальное значение
d (мм)	14.5	17	10.2	14
L (м)	108	120	120	200
V (м/с)	1.58	3.42	1.21	3.34
T_0 (кгс)	157	782	155	885
α_0	$6^{\circ}40'$	$67^{\circ}30'$	$11^{\circ}55'$	$77^{\circ}29'$
ζ (м)	25	84,5	23.6	137
X_1	1.02	4.86	1.08	2.56
X_2	0.61	2.77	0.45	1.89
X_3	1.33	7.85	1.28	4.85

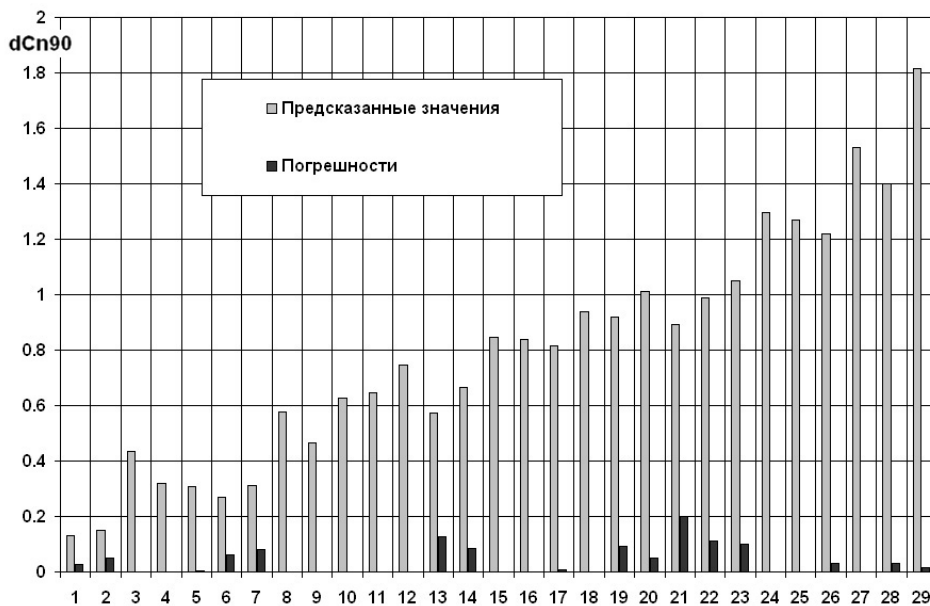


Рис. 7. Расчетные значения $dCn90$ и погрешности при использовании уравнения регрессии для 6-прядных тросов (СКО= 0.090), (по оси абсцисс – номера опытов).

На рис. 8 представлены ранжированные расчетные значения коэффициента $Cn90$ и соответствующие им значения безразмерных факторов экспериментальных буксировок $X_1 = 1/\sin\alpha_0$, $X_2 = Lq/T_0$ и $X_3 = L/\zeta$ для 6-прядного тросов. Значения $Cn90$ и группы из трех точек X_1, X_2, X_3 , расположенные на одной вертикали, относятся к конкретному варианту буксировки стальных тросов. Как следует из графика, одинаковые или близкие расчетные значения коэффициента $Cn90$ в ряде случаев соответствуют значительно различающимся между собой сочетаниям факторов X_1, X_2, X_3 . Такой разброс значений факторов не может следовать из погрешности расчетов по достаточно точной формуле

(5) и приводит к неожиданному на первый взгляд выводу о возможности одинаковых последствий вибрации в отношении гидродинамического сопротивления при различных условиях буксировки испытанных образцов тросов. Но это вполне согласуется с представлением о неравномерном распределении гидродинамического сопротивления вдоль искривленных в потоке ГС и среднеэффективном характере значений коэффициентов $Cn90$. Аналогичным характером взаимозависимости $Cn90$ и факторов X_1, X_2, X_3 обладают также данные по 3-рядным тросам.

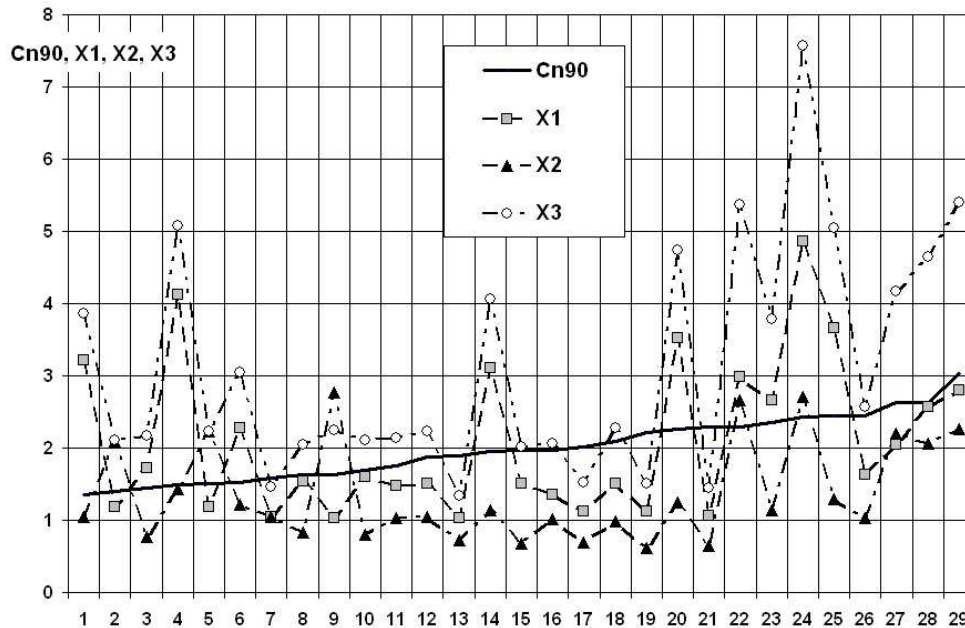


Рис. 8. Взаимосвязь безразмерных факторов экспериментальных буксировок 6-рядных тросов с расчетными значениями $Cn90$ (по оси абсцисс – номера опытов, погрешности определения факторов – $СКО(X_1) = 0.1281$, $СКО(X_2) = 0.1939$, $СКО(X_3) = 0.3100$).

Об использовании формул аппроксимации функций нагрузки и коэффициентов нормального сопротивления ГС в практических расчетах

До настоящего времени при выполнении гидродинамических расчетов равновесия ГС в установившемся движении вначале задавались некоторым значением коэффициента нормального сопротивления (обычно на основании интуиции, имеющегося опыта или экспертных оценок), затем задавали начальные параметры на ходовом конце ГС и производили расчет параметров конфигурации и натяжения путем интегрирования системы уравнений (1). Теперь за счет получения эмпирической зависимости (5) задание коэффициента сопротивления $Cn90$ можно сделать более обоснованным.

Практический расчет параметров установившегося движения ГС с использованием описанных выше эмпирических формул должен проводиться в два этапа. На первом этапе расчета определяется коэффициент $Cn90$, для чего необходимо выбрать тип конструкции плохообтекаемой ГС, задать требуемые размерные параметры: $d, L, V, T_0, \alpha_0, \zeta$, вычислить безразмерные соотношения $X_1 = 1/\sin\alpha_0$, $X_2 = Lq/T_0$ и $X_3 = L/\zeta$, а затем воспользоваться формулами (4), (5).

Безразмерная форма факторов X_1, X_2, X_3 , вытекающая из решения системы уравнений (2), на первый взгляд позволяет распространять зависимости (5) на широкий ряд

изменения масштабов ГС. Однако это требует определенной осмотрительности. Дело в том, что значения коэффициентов $Cn90$, непосредственно связанные с уровнем гидроупругой вибрации, зависят не только от гидродинамических факторов, но и от конструкционного демпфирования, по иным законам связанного с механическими свойствами ГС. Поэтому, строго говоря, эмпирическая формула (5) соответствует изменениям размерных параметров буксировки в пределах, указанных в табл.6, и отступление от этого диапазона может приводить к росту погрешностей.

С другой стороны, значения факторов X_1, X_2, X_3 тоже не должны выходить за пределы диапазонов, указанных в табл. 7. Более того, не любая комбинация из трех факторов в пределах этих диапазонов отвечает реальным значениям $Cn90$. Необходима проверка возможности реализации сочетания трех факторов. Расчетные значения $Cn90$, выходящие за пределы физических представлений (имеющие отрицательные значения, слишком малые или чрезмерно большие величины), следует отбросить, а требуемые параметры буксировки и соответствующие им безразмерные факторы уточнить и вновь подвергнуть проверке. Вообще, согласно отечественному и мировому опыту [2, 13], физически реальным диапазоном $Cn90$ для плохообтекаемых ГС можно считать значения в пределах от 1.1 до 3.5.

На втором этапе расчета, после определения коэффициента $Cn90$, требуется задать размерные значения начальных данных на ходовом конце ГС и, решая задачу Коши, произвести интегрирование уравнений (1) с учетом гидродинамических характеристик плохообтекаемых ГС (3). В результате будут определены координаты и сила натяжения ГС в любой локальной точке, в том числе и на ее коренном конце.

Полученные формулы обоснованы, строго говоря, для использования в гидродинамических расчетах ГС, где не требуется учитывать «вес в воде» (при расположении ГС в горизонтальной плоскости или в случае невесомых ГС). В случае весоных ГС можно рекомендовать разбить общую длину ГС на два участка. Один, примыкающий к ходовому концу ГС, существенно искривленный, там где форму катенарной кривой определяет в основном нормальное сопротивление, и второй, практически прямой, расположенный с углами атаки близкими к критическому, там где нормальные составляющие гидродинамического сопротивления и «веса в воде» одного порядка. На первом участке ГС коэффициент сопротивления $Cn90$ можно задавать по формулам (4), (5), а на втором участке использовать значения $Cn90$ по табл. 4.

Об оценке некоторых вибрационных характеристик ГС по данным расчетов параметров равновесия в потоке

В настоящее время в среде разработчиков и исследователей подводной техники принято считать основным источником гидроупругой вибрации в набегающем потоке плохообтекаемых протяженных конструкций (якорные устройства, морские трубопроводы, райзеры, кабели, тросы и т.п.) периодическое образование вихрей в их кильватерном следе. При этом наибольшие амплитуды вибрации наблюдаются в направлении, перпендикулярном вектору скорости набегающего потока. Согласно экспериментальным данным колебания искривленных в потоке тросов [2] или омываемых скошенным потоком плохообтекаемых конструкций [14] имеют сложный спектр, по их длине проявляется ряд зон одночастотного возбуждения колебаний – зон синхронизации. Одновременно с поперечной вибрацией ГС относительно вектора скорости происходит вибрация в плоскости, образуемой векторами скорости потока и касательной к оси ГС, вследствие пульсаций силы сопротивления с частотой вдвое большей, чем частота срыва вихрей, и амплитудами по крайней мере вдвое меньшими.

Пространственные отклонения в локальных точках оси ГС складываются из стоячих и бегущих волн, нелинейным образом зависят от взаимодействия факторов гидродинамики и упругости, возбуждения и демпфирования. Из общих соображений такие факторы можно подразделить на зависящие от распределения скоростей набегающего потока и натяжения по длине ГС (это силы гидродинамического возбуждения и демпфирования и упругость, связанная с натяжением ГС), зависящие от внутренних напряжений (изгибная жесткость и конструкционное трение), а также зависящие от взаимодействия первых двух групп.

Несмотря на усиленное изучение явления вибрации плохообтекаемых конструкций [15], на современном этапе еще не существует законченной теории вибрации плохообтекаемых тел в потоке, связывающей гидродинамические эффекты с характеристиками упругости и демпфирования реальных конструкций и позволяющей подробно объяснять и однозначно предсказывать как гидродинамические, так и вибрационные эффекты поведения таких устройств. Тем не менее по результатам морских буксировочных испытаний ГС и расчетам параметров равновесия в потоке возможно произвести оценки таких вибрационных параметров, как диапазон частот и длин полуволн колебаний вследствие вихревого возбуждения, а также средний уровень поперечной вибраций.

Будем исходить из следующих предположений:

- обтекание ГС в диапазоне режимов морских испытаний соответствует автономной области докризисных чисел Рейнольдса, где можно считать постоянными значения коэффициента $C_{x0} = 1.2$ и числа Струхала $St \approx 0.2$, характеризующего частоту срыва вихрей с неподвижного цилиндра ($St = f_s d / V_n$, где f_s – частота срыва вихрей, V_n – нормальная составляющая скорости набегающего потока - проекция скорости на нормаль к оси цилиндра) [16];

- свойства упругости ГС на каждом локальном участке хорошо описываются так называемым «уравнением струны» [2, 17], дающим возможность рассчитать частоты собственных колебаний;

- при возникновении колебаний плохообтекаемых ГС срыв вихрей синхронизируется («захватывается» частотой) одной из собственных мод (форм, гармоник) поперечных колебаний ГС в диапазоне чисел $St^* \approx 0,1 \dots 0,25$ и реализуются режимы с наибольшими возможными для данной частоты амплитудами колебаний (отмеченные максимальные относительные амплитуды достигают значений $A / d = 1 \dots 1.5$ при $St^* \approx 0.16 \dots 0.17$) [2, 13, 14];

- существует прямая и обратная корреляционные связи между гидродинамическим сопротивлением и уровнем вибрации ГС, поэтому по величине среднеэффективного коэффициента нормального сопротивления C_{n90} можно оценить некую осредненную амплитуду поперечных вибраций ГС.

Частоту собственных поперечных колебаний ГС можно определить как

$$f_n = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{T(s)}{m + m_{np}}} \quad (6)$$

Здесь $T(s)$ – натяжение ГС в локальной точке с координатой s , L – длина ГС, а n – число, характеризующее номер моды колебаний равное числу полуволн колебаний, укладываемых на длине ГС.

Частота срыва вихрей в локальной точке ГС с координатой s , в принципе, может быть определена по формуле:

$$f_{st} = \frac{St^* V \sin \alpha(s)}{d}, \quad (7)$$

где при колебаниях ГС вследствие «захвата» или синхронизации частоты срыва вихрей с частотой собственных колебаний число Струхала может, как указывалось, лежать в диапазоне $St^* \approx 0.1 \dots 0.25$.

При совпадении частот длина полуволны колебаний соответственно определится по формуле:

$$\lambda_n = \frac{L}{n} = \frac{1}{2f_{St}} \sqrt{\frac{T(s)}{(m + m_{np})}}. \quad (8)$$

Оценку границ частотного диапазона главных гармоник вибрации ГС с максимальными амплитудами в направлении, перпендикулярном скорости набегающего потока, предлагается производить, определяя по формулам (6) и (7) потенциальную частоту вихреобразования в локальных точках по всей длине ГС. Вполне вероятно, что вследствие конкуренции за вихреобразование при наложении соседних зон возбуждения на локальном участке ГС [14] реализуются только некоторые моды из этого диапазона.

Рядом авторов предложены формулы, определяющие связь коэффициентов лобового сопротивления и амплитуд поперечных колебаний плохообтекаемых жестких и эластичных тел (см., например, обзоры в [2, 14, 15]), которые получены, однако, при исследовании простейших одночастотных форм колебаний. Задача исследования таких соотношений в случае многочастотных и случайных спектров колебаний, тем более искривленных в потоке ГС, видимо, еще дожидается своих исполнителей. Однако в любом случае, взаимосвязь между уровнем вибрации и гидродинамическим сопротивлением имеет место, и при оценке общего уровня амплитуд такой вибрации удобна статистическая оценка типа дисперсии или СКО.

В практике американских исследователей вибрации, индуцированной вихреобразованием, популярна эмпирическая формула, связывающая коэффициент лобового сопротивления со среднеквадратическими амплитудами колебаний $Y_{СКО}$ в пучностях полуволн ГС, предложенная Вандайвером [13] для вибрирующего кабеля круглого сечения:

$$Cd = Cdo \left[1 + 1.043 \left(2 \frac{Y_{СКО}}{d} \right)^{0.65} \right], \quad (9)$$

где $Cdo = 1.2$ коэффициент сопротивления жесткого неподвижного цилиндра, d - диаметр кабеля. За неимением лучшего, в самом первом приближении, воспользуемся этой формулой для получения обратной оценки общего уровня вибрации по среднеэффективному значению коэффициента сопротивления ГС. В результате получим среднеквадратическую оценку относительной амплитуды поперечных вибраций плохообтекаемых ГС:

$$\frac{Y_{СКО}}{d} = 0.5 \left(\frac{dCn90}{1.043} \right)^{1.538},$$

где $dCn90$ вычисляется по формуле (4).

Перед оценкой вибрационных характеристик необходимо определить $Cn90$ и зависимость параметров равновесия ГС от дуговой координаты $T(s)$, $\alpha(s)$, начальное и конечное натяжения ГС – $T_0 = T(0)$ и $T_K = T(L)$, начальный и конечный углы атаки $\alpha_0 = \alpha(0)$ и $\alpha_K = \alpha(L)$ по описанной методике. Необходимо также задать значение массы m и присоединенной массы m_{np} единицы длины ГС.

В табл. 8 (варианты 1 и 2) приведены примеры оценки общих вибрационных характеристик по формулам (6)-(9) испытанных в морских условиях образцов 6-прядного стального троса.

Общие характеристики испытанного образца 6-прядного троса
Вариант 1

Параметры сопротивления и вибрации, индуцированной вихреобразованием									
$Cn90$	$Y_{ско}/d$	Диапазон возможных частот колебаний троса				Диапазон возможных длин полуволен при колебаниях троса			
		$f_{St\min} \dots f_{St\max}$				$\lambda_{\min} \dots \lambda_{\max}$			
-	-	Гц				м			
2.21	0.48	11.5...28.1				1.2...3			
Параметры образца									
Массогабаритные параметры				Параметры, измеренные при буксировке				Расчетные параметры	
d	m	m_{np}	L	V	T_0	α_0	ζ	T_K	α_K
мм	кгс с ² /м	кгс с ² /м	м	м/с	кгс	град	м	кгс	град
14	0.0584	0.0157	120	2.2	885	63.4	79.2	890	28.3

Вариант 2

Параметры сопротивления и вибрации, индуцированной вихреобразованием									
$Cn90$	$Y_{ско}/d$	Диапазон возможных частот колебаний троса				Диапазон возможных длин полуволен при колебаниях троса			
		$f_{St\min} \dots f_{St\max}$				$\lambda_{\min} \dots \lambda_{\max}$			
-	-	Гц				м			
2.62	0.80	3.74...14.74				18...67			
Параметры образца									
Массогабаритные параметры				Параметры, измеренные при буксировке				Расчетные параметры	
d	m	m_{np}	L	V	T_0	α_0	ζ	T_K	α_K
мм	кгс с ² /м	кгс с ² /м	м	м/с	кгс	град	м	кгс	град
14	0.0584	0.0157	200	2.64	482	23	42.8	502	7.4

В заключение отметим, что обработка имеющегося массива данных буксировочных испытаний с помощью современных вычислительных средств позволила уточнить значения коэффициентов гидродинамического сопротивления плохообтекаемых ГС и форму их зависимости от углов атаки; удалось получить эмпирические формулы для более обоснованного назначения коэффициентов нормального сопротивления плохообтекаемых ГС. По измеренным и рассчитанным параметрам равновесия ГС предлагается производить оценку некоторых вибрационных характеристик. Результаты работы могут представлять интерес при гидродинамических расчетах ППС и, возможно, при прогнозировании живучести ГС.

Литература

1. Крылов А.Н. О равновесии шаровой мины на течении // Собр. соч. Т.IX. М.: Изд-во АН СССР, 1949.
2. Виноградов Н.И., Гутман М.Л., Лев И.Г., Нисневич М.З. Привязные подводные системы. Прикладные задачи статики и динамики. СПб: Изд-во СПбГУ, 2000. 319 с.
3. Лев И.Г. К вопросу о гидродинамических характеристиках плохообтекаемых гибких связей // Науч.-техн. сб. «Подводное морское оружие». СПб: ОАО «Концерн «Морское подводное оружие – Гидроприбор», 2008. Вып.12. С.165-178.

4. *Рябинин А.Н.* Экспериментальные исследования в лаборатории аэродинамики // Сб. ст. «К 70-летию лаборатории аэродинамики». СПб: НИИММ СПбГУ, 2003. С.53-60.
5. *Егоров В.И.* Подводные буксируемые системы. Л.: Судостроение, 1981. 303 с.
6. *Горшков А.С.* Обобщение формул А.Н.Крылова для расчета натяжения и формы гибкой нити в потоке // *Океанология*, 1969. Т.IX. Вып.6. С.953-958.
7. *Pode L.* An Experimental Investigation on the Hydrodynamics Forces on Stranded Cables. David Taylor Model Basin. Rep.713. 1950. P.2-18.
8. *Gibbons T. and Walton C.* Evolution of Two Methods for Prediction Towline Tensions and Configuration of Towed Body Sistem Using Bare Cable. David Taylor Model Basin. Rep.2313. 1966. P.2-38.
9. *Виноградов Н.И., Крейндель С.А., Лев И.Г., Нисневич М.З.* Привязные подводные системы. Аэрогидродинамические характеристики при установившемся движении. СПб: Изд-во СПбГУ, 2005. 303 с.
10. *Львовский Е.Н.* Статистические методы построения эмпирических формул. М.: Высшая школа, 1988. 224 с.
11. *Лев И.Г.* О собственных формах поперечных колебаний канатов, буксируемых под критическим углом атаки // Науч.-техн. сб. «Подводное морское оружие». СПб: ОАО «Концерн «Морское подводное оружие – Гидроприбор», 2009. Вып.14. С.154-165.
12. *Гельман В.Я.* Решение математических задач средствами EXCEL. СПб.: Питер, 2003. 237 с.
13. *Wandiver J.K.* Drag Coefficients of Long Flexible Cylinders. OTC 4490 // Proc. Offshore Technol. Conference. Houston. Texas. 1983. P.405-414.
14. *Wikestad K.* Multi-Frequencies Response of a Cylinder Subjected to Vortex Shedding and Support Motion. Ph.D. thesis, Faculty of Marine Tech. NTNU. Norway. 1998. 143 p.
15. The Specialist Committee on Vortex Induced Vibrations Committee, Final Report // Proc. 25th Int. Towing Tank. V.II. Fukuoka. 2008. P.641-668.
16. *Девнин С.И.* Аэрогидромеханика плохообтекаемых конструкций. Справочник. Л.: Судостроение, 1983. 331 с.
17. *Лев И.Г.* Об аналитических решениях уравнения В.В.Болотина применительно к задачам о гидроупругой вибрации плохообтекаемых гибких связей привязных подводных систем // Науч.-техн. сб. «Подводное морское оружие». СПб: ОАО «Концерн «Морское подводное оружие – Гидроприбор», 2004. Вып.3. С.95-109.

Статья поступила в редакцию 25.01.2010 г.

